



UNIVERSITE D'ALGER

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

Département électricité

PROJET DE FIN D'ETUDES

**CONSTRUCTION D'UNE SERIE DE TROIS MOTEURS  
ASYNCHRONES A ROTORS BOBINES**

Proposé et dirigé par :  
**Mr. PARLOG Dr. Ingénieur**

Etudié par  
**MM. K. SOUKAL  
A. OUADHOUR**

Promotion 1977

DEDICACE

Nous dédions cette thèse à nos parents, à nos amis ainsi qu'à tous ceux qui ont directement ou indirectement contribué à l'élaboration de ce projet.

R E M E R C I E M E N T

- - - - - o o - - - - -

Qu'il nous soit permis d'exprimer ici, avec le plus grans respect, notre reconnaissance à M<sup>r</sup> P A R L O G professeur à l'Ecole Nationale Polytechnique et promoteur de ce projet pour sa clairvoyance et ses efforts déployés pour nous permettre d'accouplir cette étude.

Que tous les autres professeurs de l'Ecole qui ont contribué à notre formation universitaire et qui nous ont aidé de près ou de loin à faire ce projet y trouvent aussi, l'expression de notre profonde gratitude.

T A B L E D E S M A T I E R E S  
- - - - - o o o - - - - -

Introduction

Liste des symboles

Cahier de charge

C H A P I T R E I

Calcul du terme principal.

- 1 - Calcul électromagnétique
  - 1 - 1 Diamètre et longueur idéale
  - 1 - 2 Calcul des enroulements
  - 1 - 3 Calcul définitif du circuit magnétique
  - 1 - 4 Calcul du courant magnétisant
- 2 - Paramètres et caractéristiques
  - 2 - 1 Résistances
  - 2 - 2 Réactances de fuites
  - 2 - 3 Pertes et rendement
  - 2 - 4 Caractéristiques
  - 2 - 5 Diagramme du cercle
- 3 - Calcul de l'échauffement et de la ventilation
  - 3 - 1 Calcul de la ventilation
  - 3 - 2 Calcul de l'échauffement
- 4 - Calcul mécanique
  - 4 - 1 Calcul mécanique de l'arbre
  - 4 - 2 Choix des roulements

C H A P I T R E II

Calcul des termes dérivés.

- A - Terme 7,5 KW
  - 1 - Calcul des enroulements
  - 2 - Calcul des paramètres
  - 3 - Calcul des pertes et du rendement
  - 4 - Caractéristiques

B - Terme 15 KW

- 1 - Calcul des enroulements
- 2 - Calcul des paramètres
- 3 - Calcul des pertes et du rendement
- 4 - Caractéristiques

### CHAPITRE III

#### Etude technologique

- 1 - Technologie du stator
  - 1 - 1 Circuit magnétique
  - 1 - 2 Enroulement
  - 1 - 3 Carcasse
- 2 - Technologie du rotor
  - 2 - 1 Circuit magnétique
  - 2 - 2 Enroulement
  - 2 - 3 Arbre
- 3 - Assemblage rotor - stator

Conclusion

Bibliographie

Annexe

LISTE DES SYMBOLES  
 - - - - - o o - - - - -

- a : Distance ventilateur - couvercle
- $a_1$  : Nombre de voies d'enroulement au stator
- $a_2$  : " " " " " " " rotor
- $A_1$  : Densité linéaire de courant
- b : Largeur des pale<sup>s</sup> du ventilateur
- $b_{j1}$  : Epaisseur de la culasse du stator
- $b_{j2}$  : " " " " " " rotor
- $b_{d1}$  : Largeur des dents du stator
- $b_{d2}$  : " " " " " " rotor
- $b_1$  : Ouverture de l'encoche du stator
- $b_2$  : " " " " " rotor
- $B_{j1}$  : Induction magnétique dans la culasse du stator
- $B_{j2}$  : " " " " " " " rotor
- $B_{d1}$  : " " " " " les dents du stator
- $B_{d2}$  : " " " " " " " rotor
- $B_g$  : " " " " " l'entre fer
- c : Chaleur spécifique
- C : Coefficient d'utilisation de la machine
- $d_1$  : Largeur inférieure de l'encoche
- $d_2$  : " supérieure de l'encoche
- d : Diamètre des conducteurs

$d'$  : Diamètre des conducteurs émaillés  
 $D$  : " du couvercle  
 $D_1$  : " intérieur du stator  
 $D_{ex}$  : " extérieur du stator  
 $D_1$  : " intérieur des pales du ventilateur  
 $D_2$  : " extérieur " " " " "  
 $D_{ar}$  : Diamètre de l'arbre  
 $e$  : Epaisseur de l'isolation des conducteurs  
 $f$  : Fréquence des courants  
 $F$  :  $F_m$  globale  
 $F_{j1}$  :  $F_m$  dans la culasse du stator  
 $F_{j2}$  : " " " " " rotor  
 $F_{d1}$  : " " les dents du stator  
 $F_{d2}$  : " " " " " rotor  
 $F_{\delta}$  :  $F_m$  dans l'entrefer  
 $g_n$  : Glissement nominal  
 $G_{j1}$  : Masse de la culasse du stator  
 $G_{j2}$  : " " " " " " rotor  
 $G_{d1}$  : Masse des dents du stator  
 $G_{d2}$  : Masse des dents du rotor  
 $G_{Fe}$  : Masse du fer  
 $h_{j1}$  : Hauteur de la culasse du stator  
 $h_{j2}$  : Hauteur de la culasse du rotor  
 $h_{e1}$  : Hauteur de l'encoche du stator  
 $h_{e2}$  : Hauteur de l'encoche du rotor  
 $H_G$  : Gabarit de la machine

$I_{1f}$  : Courant par phase du stator  
 $I_2$  : Courant par phase du rotor  
 $j_1$  : Densité de courant statorique  
 $j_2$  : Densité de courant rotorique  
 $K_c$  : Coefficient de Carter  
 $K_s$  : Coefficient de Saturation  
 $K_r$  : Coefficient de raccourcissement du pas d'enroulement  
 $K_R$  : Coefficient de remplissage  
 $l_1$  : longueur idéale de la machine  
 $l_{Fe}$  : Longueur fer  
 $l_f$  : Longueur frontale des bobines  
 $l_w$  : Longueur d'une spire  
 $l_j$  : Longueur de parcours des lignes du champ dans les culasses  
 $m$  : Nombre de phases  
 $n_e$  : Nombre de conducteurs élémentaires  
 $N_{c1}$  : Nombre de conducteurs par encoche du stator  
 $N_{c2}$  : Nombre de conducteurs par encoche du rotor  
 $p$  : Nombre de paires de poles  
 $P_2$  : Puissance utile du moteur  
 $P_1$  2: Puissance transmise  
 $P_1$  : Puissance absorbée  
 $P_{cu}$  : Pertes cuivre  
 $P_s$  : Pertes superficielles  
 $P_p$  : Pertes par pulsation du flux dans les dents  
 $P_{Fe}$  : Pertes fer

$q$  : Nombre d'encoches par **pole** et par phase  
 $Q_v$  : Débit d'**air** de ventilation  
 $R$  : Résistances électriques et thermiques  
 $S_w$  : Section d'une spire  
 $U_{1f}$  : Tension par phase du stator  
 $U_{e20}$  : f e m du rotor  
 $U_{e1}$  : f c e m du stator  
 $v$  : Vitesses  
 $W$  : Nombre de spires  
 $X$  : Réactances  
 $y_1$  : **Pas** raccourci de l'enroulement statorique  
 $y_2$  : Raccourcissement du **pas**  
 $Z$  : Nombre d'encoches  
 $\alpha$  : Angle élect entre deux encoches - coeff de transmission de la chaleur  
 $\alpha_i$  : Facteur de couverture idéale du pole  
 $\delta$  : Masse volumique  
 $\delta$  : Entrefer  
 $\lambda$  : Facteur géométrique - conductivité thermique  
 $\lambda_e$  : Coeff de dispersion d'encoche  
 $\lambda_f$  : c " " " " frontale  
 $\lambda_s$  : " " " " différentielle  
 $\phi_u$  : Flux util par pole  
 $\tau$  : Pas polaire  
 $\eta$  : Rendement  
 $\nu$  : Rang de l'harmonique  
 $\theta$  : Température

## I N T R O D U C T I O N

- - - - o O o - - - -

Lorsqu'on veut construire une machine électrique, on ne doit pas seulement tenir compte de ses propriétés électromagnétiques mais faire en sorte que sa construction et son exploitation soient économiques en rentable.

Le dimensionnement d'une machine électrique dépend, tant du point de vue magnétique que du point de vue électrique, d'une série de facteurs liés en partie aux propriétés thermiques des matériaux isolants et par suite à la durée de vie de la machine.

Il est clair que, jusqu'à nos jours, les progrès réalisés dans l'élaboration des matériaux, tels que les tôles magnétiques ou les isolants, l'emploi de nouvelles techniques de refroidissement et finalement l'accumulation des expériences exigeraient la révision de certaines valeurs numériques que nous avons adopté dans nos calculs pour quelques coefficients.

Notre projet fera l'objet d'une étude de construction d'une série de trois moteurs asynchrones à rotors bobinés de puissances nominales 7,5 , 11 et 15 KW.

Les moteurs en questions sont supposés être utilisés dans des conditions normales pour un usage d'ordre général.

Exemple d'utilisation : moteur pour grue, concasseur etc...

L'étude comportera 4 chapitres.

Dans le premier , on étudiera et on calculera toutes les dimensions ainsi que toutes les grandeurs magnétiques, électriques et mécaniques des différentes parties constituant le moteur de puissance 11 KW appelé terme principal de la série.

Dans le deuxième chapitre, on s'occupera précisément des deux autres termes de la serie appelés termes dérivés.

Les relations de calcul du terme principal sont aussi valables pour les deux termes de 7,5 et 15 KW.

Nous nous contenterons dans cette partie de donner uniquement les grandeurs importantes qui diffèrent des grandeurs du terme principal.

Le troisième chapitre consiste à essayer de situer dans ses détails l'étude technologique et la réalisation pratique des différentes pièces du moteur, ainsi que leur assemblage.



C A H I E R D E C H A R G E  
 - - - - - o o - - - - -

Sujet : Construction d'une serie de trois moteurs asynchrones à rotors bobinés.

Puissances nominales :	$P_n = 7,5 - 11 - 15 (KW)$
Tensions nominales :	$U_n = 220 / 380 V$
Vitesse de synchronisme	$n = 1500 \text{ tr} / \text{min}$
Nombre de phase	$m = 3$
Fréquence nominale	$f = 50 \text{ H Z}$
Facteurs de puissance nominale	$\cos \phi_n = 0,83 - 0,83 - 0,83$
Rendements nominaux	$\eta_n = 84 \% - 86 \% - 86 \%$
Glissements nominaux	$s_n = 6 \% - 5 \% - 4 \%$
Coefficients de surcharge	$\frac{C_{max}}{C_u} = 2,6 - 3,3 - 3,2$
Gabarit	$H_c = 160 \text{ mm}$
Protection	I P 44

Toutes les autres données nécessaires au calcul des machines seront conformes aux normes Françaises en vigueur.

CHAPITRE I

CALCUL DU TERME PRINCIPAL

# I) CALCUL ELECTRO-MAGNETIQUE

On se propose dans ce chapitre de prédeterminer les dimensions principales de la machine à partir des données du cahier de charge et de l'expérience de construction.

Il faudra déterminer les dimensions de la machine afin de l'encadrer dans le gabarit dont la valeur est le résultat d'un accord entre les constructeurs de machines électriques et les utilisateurs.

La Fig. 1-1 indique d'une manière générale la relation entre la hauteur de l'axe de la machine (gabarit) et le diamètre extérieur.

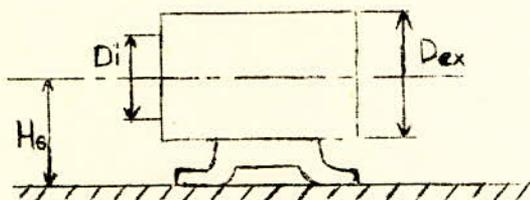


Fig 1-1

## 1-1 Diamètre intérieur et longueur idéale

Les dimensions principales de la machine sont : le diamètre intérieur d'alésage \$D\_i\$ et la longueur idéal \$l\_i\$

une relation générale de calcul du diamètre est donnée par

$$D_i = \sqrt[3]{\frac{8 \cdot p \cdot S_i}{V^2 \cdot K^4 \cdot K_{w_i} \cdot \frac{K_e \alpha_i}{1,11} \cdot A_1 \cdot B \cdot \delta \cdot n \cdot \lambda}}$$

\$S_i\$	: KVA
\$A_1\$	: A/m
\$B\$	: T
\$n\$	: tr/S (I-1)
\$D_i\$	: m

La démonstration de cette relation est donnée dans l'annexe n° 1.

La relation donnant la longueur idéale est : \$L\_i = \lambda \tau = \frac{\pi \tau\_i \lambda}{2p}\$ (I-2)

Les paramètres qui interviennent dans cette relation de calcul du diamètre \$D\_i\$ sont :

- a) \$S\_i\$ = puissance apparente aux bornes de la machine. Elle couvre la puissance utile \$P\_2\$ qui est la puissance mécanique disponible au bout de l'arbre et toutes les pertes dans la machine :
- Les pertes en puissance active ( pertes fer, cuivre, mécanique etc...)
  - Les pertes en puissance réactive ( puissances magnétisantes du stator et du rotor ).

.../...

La puissance apparente sera donc fonction de  $P_2$ , des caractéristiques électromécaniques, de  $\cos \varphi_n$  et de  $\eta$ .

$$S_1 = \frac{P_n}{\cos \varphi_n \cdot \eta_n} \cdot \frac{U_e}{U_{1f}} \quad (I-3)$$

- $P_n$  : La puissance nominale de la machine. Elle est donnée par le cahier de charge

$$P_n = 11 \text{ KW}$$

- $\cos \varphi_n$  : Facteur de puissance du primaire dont la valeur nominale est aussi imposée par le cahier de charge. C'est un facteur d'utilisation important, vu son influence sur la puissance réactive fournie par le réseau d'alimentation.

$$\cos \varphi_n = 0,83$$

- $\eta_n$  : Le rendement nominale de la machine. La valeur imposée par le cahier de charge est la limite inférieure de ce que l'on doit obtenir par le calcul.

Plus le rendement est proche de l'unité, mieux la machine est faite et plus elle est économique.

- $U_{1f}$  : Tension nominale par phase au stator. Sa valeur est donnée par le cahier de charge au bornes du stator, on peut avoir le couplage étoile avec une tension de ligne de 380 V ou un couplage en triangle et la tension d'alimentation est de 220 V. Dans les deux cas de couplage la tension par phase  $U_{1f}$  est égale à 220 V.

- $U_{e1}$  : est la force contre électromotrice du moteur asynchrone. Généralement elle est donnée approximativement par le rapport  $\frac{U_{e1}}{U_{1f}} = 0,95$  pour un fonctionnement no-

minal. A ce niveau du calcul cette estimation est largement suffisante.

$$\frac{U_{e1}}{U_{1f}} = 0,95 \quad U_{e1} = 220 \times 0,95 = 209 \text{ V}$$

La puissance apparente serait alors d'après (I-3) :

$$S_i = \frac{11\,000}{0,83 \cdot 0,86} \cdot 0,95 = 14640 \text{ VA}$$

$p$  = nombre de paire de pôles de la machine. Il est fonction de la vitesse de rotation de la machine et de la fréquence du réseau. D'une manière générale les machines avec de grandes vitesses de rotation ont de petits diamètres afin de limiter la force centrifuge (proportionnelle au carré du diamètre).

$$p = \frac{60 f}{n} \quad (I-4)$$

$$f = 50 \text{ Hz}$$

$$n = 1500 \text{ tr/mn} \quad (\text{dans la relations du diamètre } D_i, n \text{ est exprimé en tr/s})$$

$$p = \frac{60 \times 50}{1500} = 2$$

$\lambda$  : facteur géométrique de la machine par définition :

$$\lambda = \frac{D_i}{p} \cdot \frac{1}{l_i} \quad (I-5)$$

$\tau$  : pas polaire

$l_i$  : longueur idéale

$\tau$  et  $l_i$  sont inconnues à ce niveau du calcul. est alors choisie à partir de l'expérience de construction. La courbe (I-1) en donne des indications.

Le facteur  $\lambda$  décrit d'une manière générale la géométrie de la machine.

Si  $\lambda$  est grand, la machine aura un grand diamètre par rapport à la longueur et cela conduit à une consommation exagérée de cuivre; surtout en dehors de la partie active ( la seule qui contribue à la création du couple ); par la longueur excessive de la partie frontale des enroulements. Une grande valeur de  $\lambda$  ne convient pas pour les machines rapides ( avec une grande vitesse de rotation ) en conclusion  $\lambda$  est un paramètre dont le choix doit être optimisé d'après les critères économiques:

$$- \frac{\text{coût du cuivre}}{\text{coût total de la machine}} )$$

$$- \frac{\text{coût de cuivre}}{\text{coût du fer}} , \text{ etc.... les plus petits possible.}$$

On a choisit pour notre calcul  $\lambda = 1,16$

$\hat{B}_g(\tau)$  : il représente l'induction dans l'entrefer et caractérise la sollicitation magnétique de la machine.

$\hat{B}_g$  sera donc limité par les propriétés magnétiques des matériaux actifs utilisés.

.../...

Le flux utile dans l'entrefer qui sera fonction de  $\hat{B}_g$  doit se retrouver dans le circuit magnétique.  
 Vu que les matériaux magnétiques sont saturables on ne pourra pas dépasser certaines valeurs de l'induction dans les différentes régions du circuit magnétique ( sinon le coefficient de saturation sera très grand et la machine aurait une caractéristique de surcharge diminuée. La valeur imposée par le cahier de charge étant  $\frac{C_{max}}{C_n} = 3,3$  )

généralement  $\hat{B}_g$  est compris entre 0,6 et 0,9 T. Une valeur trop petite conduirait à une machine volumineuse donc lourde. La tendance actuelle dans la construction de machines est d'augmenter le plus possible la puissance par Kg ( Kw/kg ) par contre une valeur trop grande de  $\hat{B}_g$  entraînerait un  $\cos \phi$  diminué vu la saturation possible de la machine. Toutes ces considérations nous ont conduit à retenir la valeur  $B = 0,78$  T.

**REMARQUE :**

Quelques valeurs de B ( 0,7 et 0,8 T ) ont été essayées et nous ont permis de vérifier les affirmations ci dessus.

$A_1$  (A/m) : densité ( ou nappe ) linéaire de courant.

C'est un autre paramètre qui caractérise la sollicitation électrique des matériaux actifs de la machine à ce niveau du calcul, la densité linéaire de courant est un facteur de choix d'après l'expérience de construction.

D'une manière générale et pour les machines déjà construites, la densité linéaire de courant augmente avec la puissance qui à son tour dépend de la vitesse de rotation. Pour des puissances par pôle plus petites que 200 Kw/pôle, la densité  $A_1$  est entre  $150 \cdot 10^2$  et  $300 \cdot 10^2$  A/m

les petites valeurs conduisent à une machine relativement volumineuse donc difficile à encadrer dans le gabarit. Les grandes valeurs conduisent à des problèmes d'échauffement. Plusieurs valeurs essayées dans nos calcul nous ont conduit à retenir une valeur définitive de  $250 \cdot 10^2$  A/m. Cette valeur choisie aura l'occasion d'être vérifiée plus loin, après le dimensionnement du bobinage, par la relation suivante :

$$\bar{A}_1 = \frac{2mW_1 \cdot I_{1f}}{D_i} \quad ( I-6 )$$

$m$  : Nombre de phase du stator

$W_1$  : Nombre de spires par phase de l'enroulement statorique

$I_{1f}$  : courant dans un enroulement de stator

$K_s$  : Coefficient de saturation du circuit magnétique de la machine, il est généralement compris entre 1 et 2,5

Il indique l'état de saturation de la machine et n'intervient pas directement dans les calculs.

pour un petit coefficient de saturation, le circuit magnétique n'est pas saturé, la machine aura des dimensions et un poids relativement grands et par conséquent risque de ne pas s'encadrer dans le gabarit. Par contre, elle aura une grande capacité de supporter les surcharges et aurait un échauffement assez faible.

Si  $K_s$  prends de grandes valeurs, le circuit magnétique sera saturé et causera alors une grande chute de potentiel magnétique qui doit être compensé par les ampère tours du courant magnétisant. Ce courant sera donc d'autant plus grand que le facteur de saturation est plus grand, et provoque un échauffement supplémentaire qui nécessite une meilleure ventilation de la machine. Les grandes valeurs de  $K_s$  conduisant également

à la diminution de la valeur du facteur de puissance et par suite, augmente les frais d'exploitation de la machine.

En réalité pour une même géométrie de la machine, le facteur de saturation dépend de la qualité de la tôle (caractéristique magnétique et procédé de fabrication)

En conclusion, vu les remarques faites ci-dessus et après plusieurs essais de  $K_s$  on a choisit la valeur  $K_s = 1,375$

cette valeur nous a conduit à une force magnétomotrice et un courant magnétisant acceptables. Toutefois  $K_s$  sera calculé plus loin et la valeur trouvée doit être la plus proche de 1,375

$\frac{K_B \cdot \alpha_i}{1,11}$  : facteur tenant compte de la saturation de la machine et intervient dans les calculs des dimensions principales.  
Le facteur  $\frac{K_B \cdot \alpha_i}{1,11}$  est directement lié au coefficient de saturation, il varie dans le même sens que  $K_s$ .

$K_s$	1	1,25	1,75	2	2,25	2,5
$\frac{K_B \cdot \alpha_i}{1,11}$	0,64	0,66	0,695	1,71	0,72	0,73

Tableau (I-1)

Les résultats de l'influence de  $\frac{K_B \cdot \alpha_i}{1,11}$  dans les calculs sont

vérifiées par les remarques que l'on a faite plus haut sur le coefficient de saturation.

Pour  $K_s = 1,375$  et d'après le tableau (I-1) on obtient

$$\frac{K_B \cdot \alpha_i}{1,11} = 0,67 \quad \dots/\dots$$

-  $K_B$ : Facteur tenant compte du champ magnétique dans l'entrefer.

Ce facteur est fonction de  $K_S$  et est donné par la courbe (1-4) il est défini par le rapport de la valeur efficace de l'induction dans l'entrefer et sa valeur moyenne.

-  $\alpha_i$ : facteur de couverture idéale du pôle, il est donné par la courbe (1-4).

Il dépend aussi de la saturation de la machine. Il est d'autant plus grand que  $K_S$  est lui-même plus grand. Ceci explique par le fait que lorsque  $K_S$  augmente, le circuit magnétique devient de plus en plus saturé et par suite l'onde du champ magnétique est déformée.

Etant donné que l'entrefer de la machine est petit et que la chute de potentiel magnétique n'est plus négligeable par rapport à celle qui se produit dans l'entrefer, le point de fonctionnement en charge se trouvera sur la partie aplatie de la caractéristique de magnétisation de la machine (caractéristique de marche à vide) et de ce fait résulte une augmentation du facteur de forme  $K_B$  (augmentation due aux harmoniques temporelles et spatiales).

-  $K_w$ : Facteur de bobinage, il tient compte de la répartition du bobinage et des éventuels raccourcissements du pas des bobines. Il est compris entre 0,92 et 0,94 pour un calcul préliminaire et est calculable une fois les paramètres de l'enroulement de  $K_w$  est donné par la relation:

$$K_w = K_q \cdot K_r \quad (1-7)$$

$K_q$ : coefficient de distribution

$K_r$ : coefficient de raccourcissement du pas.

$$K_{qv} = \frac{\sin v q \frac{\alpha}{2}}{q \sin v \frac{\alpha}{2}} \quad (1-8)$$

$q$  est le nombre d'encoches par pôle et par phase

$\alpha = \frac{2\pi p}{Z}$  angle électrique entre deux encoches successives

et  $Z$  étant le nombre total d'encoches

$$K_{rv} = \sin v \frac{\pi}{2} \frac{y}{\tau} \quad (1-9)$$

$y$  est le pas partiel (ou raccourci) de l'enroulement adopté.

$$\tau \text{ est le pas-polaire } \tau = \frac{\pi D_l}{2p} \quad (1-10)$$

.../...

$$\tau = \frac{\pi D_i}{2p}$$

dans ces deux relations  $v$  est le rang de l'harmonique considéré car, vu que le champ magnétique dans l'entrefer n'est pas tout à fait sinusoïdal, sa décomposition en série de fourrier entraîne un fondamental ( $v=1$ ) et des harmoniques supérieurs d'ordre impaire ( $v=3,5,7\dots$ ) par notre étude on néglige les harmoniques d'ordre supérieur à 7. Les harmoniques d'ordre 5 et 7 sont fortement diminués par un choix correct du raccourcissement du pas de l'enroulement.

$$\text{on prend } \frac{Y}{\tau} = 0,82 \quad 1 - \frac{Y^1}{\tau} = 0,18$$

REMARQUE :

L'harmonique 3 est totalement éliminé par le couplage en étoile des 3 phases, à ce niveau du calcul, on prend comme valeur préliminaire  $K_w = 0,92$ .  
Le diamètre intérieur de la machine est alors d'après la relation ( )

$$D_i = \sqrt[3]{\frac{8 \cdot 2 \cdot 14640}{\sqrt{2} (3,14)^4 \cdot 0,92 \cdot 0,67 \cdot 25000 \cdot 0,78 \cdot 25 \cdot 1,16}}$$

$$D_i = 16,98 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

$$D_i = 17 \text{ cm}$$

la valeur du diamètre obtenue à la suite des calculs peut être arrondie pour des raisons de fabrication car plusieurs machines ont le même diamètre d'alésage, c'est à dire le même gabarit. ( voir la partie technologie)  
d'après la relation ( ) la longueur idéale  $L_i$  sera :

$$L_i = \frac{\pi D_i}{2p} = 1,16 \times \frac{3,14 \times 17}{2 \times 2} = 15,49 \text{ cm}$$

pour les petites machines comme celle de notre série, cette longueur idéale est approximativement égale, à la longueur géométrique du paquet de tôles formant le circuit magnétique.

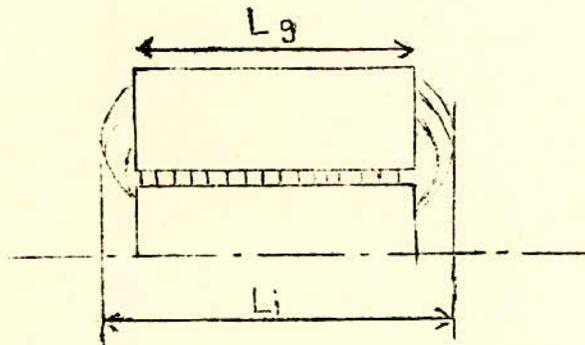


Fig. 1.2

REMARQUE :

Les constructeurs de machines ont réussi de caractériser globalement du point de vue utilisation des matériaux actifs la machine par un coefficient C appelé coefficient d'utilisation :

$$C = \frac{S \cdot \tau}{D_i^2 L_i n} \quad (1.11)$$
$$C = \frac{14,640}{(17)^2 \cdot 10^{-4} \cdot 15,49 \cdot 10^2 \cdot 25}$$
$$C = 130,8 \text{ Kj/M}^3$$

$S_i = \text{KvA}$
$D_i = \text{m}$
$L_i = \text{m}$
$n = \text{Tr/s}$

pour les machines comparables avec la notre C est compris entre 100 et 130 Kj/M<sup>3</sup>

1-2 Calcul des enroulements :

Un enroulement est caractérisé par le nombre de spires par phase, le nombre d'encoches et le pas du bobinage. Le type de bobinage est spécifique pour chaque partie de la machine.

Le choix du type de bobinage doit répondre aux critères suivants :

- simplicité d'exécution
- robuste dans l'exploitation ( risque minimal de défaut )
- correspondre aux exigences de l'utilisateur de la machine ( rotor bobiné, rotor en court-circuit... )
- répondre aux caractéristiques électriques.

A) Stator :

Les machines asynchrones d'usage général ( le cas de notre série proposé ) ont l'enroulement statorique en deux étages) avec des bobines éales. Les encoches sont généralement semi-ouvertes.

a) le nombre d'encoche est donné par la relation :

$$Z_1 = 2m_1 p q_1 \quad (1.12)$$

avec  $m_1$  : le nombre de phases du stator

$$m_1 = 3$$

$p$  : nombre de paire de pôles

$q_1$  : le nombre d'encoches par pôle et par phase au stator.

La partie de la machine qui fournit le courant magnétisant ( le stator ) est pourvue d'un nombre entier d'encoches par pôle et par phase, car avec un enroulement d'excitation situé dans un nombre fractionnaire d'encoche par pôle et par phase, la marche de la machine peut devenir irrégulière.

$q_1$  doit être dans tous les cas supérieur à deux afin que la dispersion provenant des champs harmoniques supérieurs demeurent faible. L'expérience montre que les valeurs de

.../...

$q_1$  sont situées entre 3 et 9

$$3 \leq q_1 \leq 9$$

pour un nombre d'encoches par pôle et par phase relativement grand, il résulte un grand nombre d'encoches  $Z_1$  et par suite des largeurs de dents réduites.

L'induction magnétique dans les dents du stator  $Bd_1$  étant inversement proportionnelle à la largeur  $bd_1$  d'une dent; on est alors en présence d'un dilemme entre la saturation des dents et leurs dimensions.

Dans le cas où l'on satisfait la saturation, les dimensions de l'encoche (profondeur) seront exagérées et l'encadrement de la machine dans le gabarit serait difficile.

Par contre pour des dimensions d'encoche satisfaisantes les dents peuvent être saturées et entraînent un échauffement indésirable.

Nous avons pu constater ces résultats en essayant

$q_1 = 4$   
la valeur du nombre d'encoches par pôle et par phase qu'on a fini par adopter:  $q_1 = 3$

d'où:  $Z_1 = 2 \times 3 \times 2 \times 3 = 36$  encoches.

b)  $t_1$ : le pas dentaire; c'est la longueur d'arc séparant deux dents consécutives; il est donné par:

$$t_1 = \frac{\pi D_i}{Z_1} \quad (I-13)$$

$$t_1 = \frac{3,14 \times 17}{36} = 1,48 \text{ cm}$$

Il est facile de déduire que le pas dentaire est limité inférieurement par une valeur qui dépend des opérations technologiques lors du découpage des dents.

Les valeurs de  $t_1$  doivent être comprises entre 6 et 45 mm.

Une valeur trop faible entraîne la déformation des dents et par suite des difficultés de paquetage des tôles.

c)  $\tau_1$ : pas polaire, exprimé, en nombre d'encoches ou en longueur de l'arc séparant deux pôles consécutifs.

$$\tau_1 = \frac{Z_1}{2p} \quad (I-14)$$

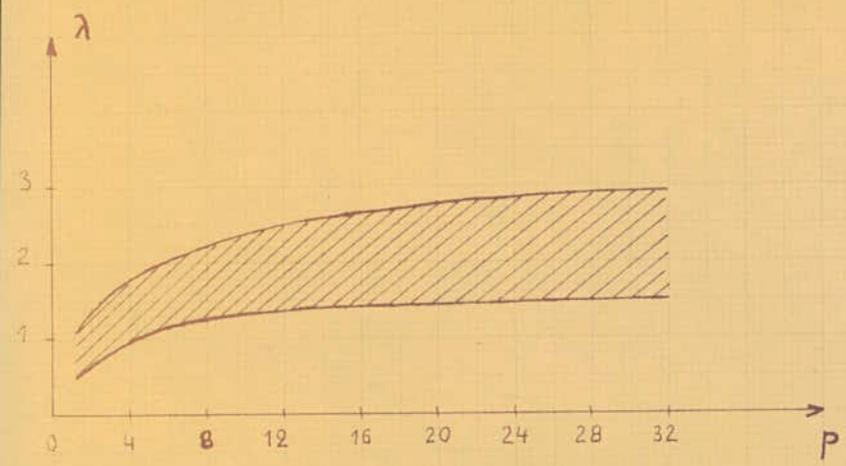
$$\tau_1 = \frac{36}{2 \times 2} = 9 \text{ enc/pôle}$$

$$\tau_1 = \frac{\pi D_i}{2p} \quad (I-15)$$

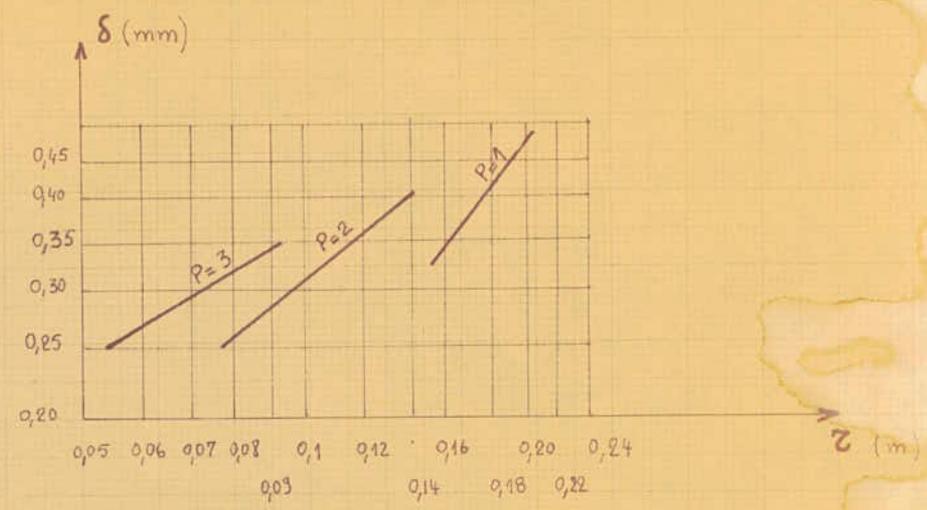
$$\tau_1 = \frac{3,14 \times 17}{2 \times 2} = 13,35 \text{ cm}$$

.../...

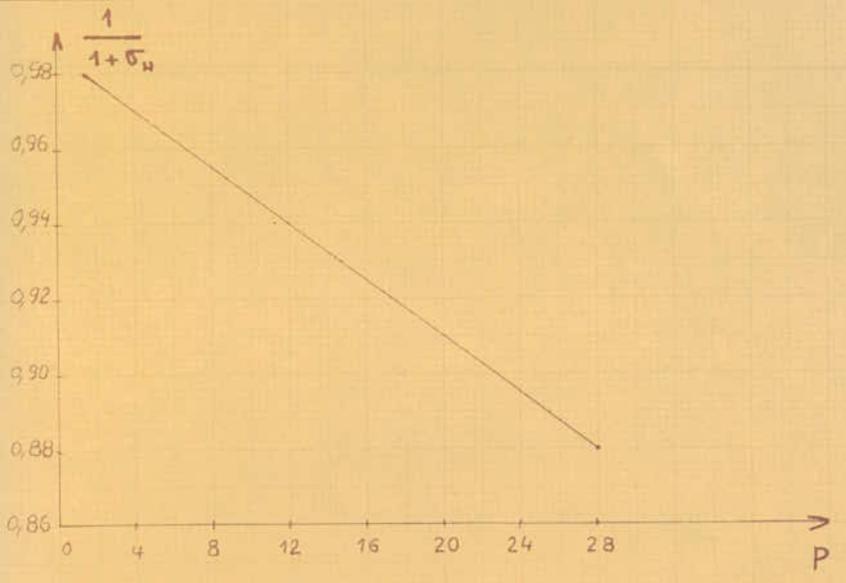
courbe 1-1



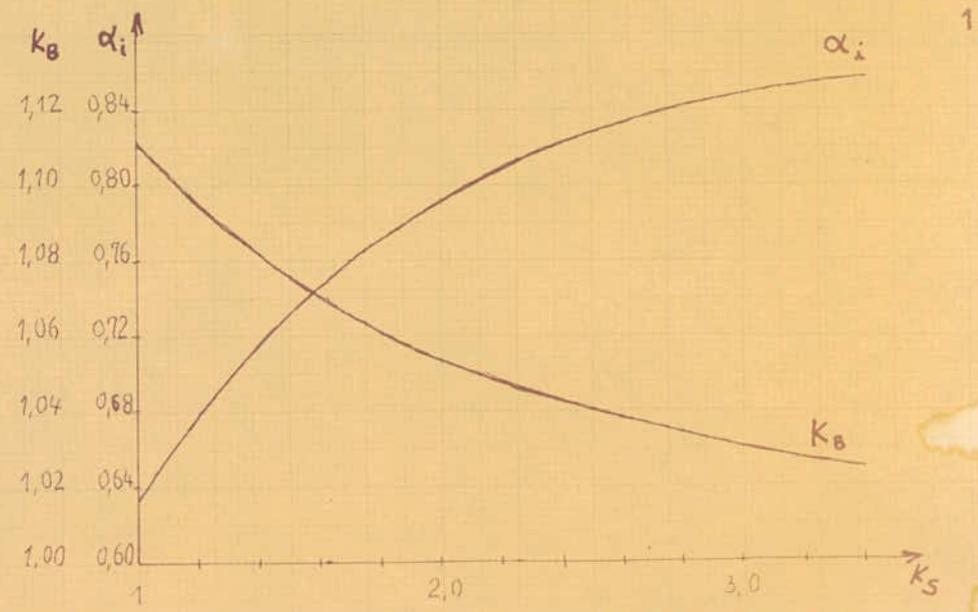
1-2



1-3



1-4



#### d) Enroulement

On a vu que le bobinage est tenu de répondre à un certain nombre d'exigences de type électromagnétique, mécanique et technologique.

Un bon enroulement doit créer un champ magnétique avec la distribution la plus proche d'une sinusoïde. Cela exige comme nous l'avons déjà envisagé la réduction du pas, éventuellement l'élimination de certaines harmoniques et en même temps la production d'une force électromotrice maximale.

Un enroulement qui répond assez bien à ces exigences est l'enroulement en deux couches à pas raccourci. En conclusion les paramètres de l'enroulement sont donc :

$$\begin{aligned} Z_1 &= 36 \\ m_1 &= 3 \\ p &= 2 \\ q_1 &= 3 \\ y_1 &= 7 \\ \tau &= 9 \end{aligned}$$

Voir fig 1

Les bobines de cet enroulement offrent l'avantage d'être exécutées sur gabarit. La hauteur radicale des têtes de bobines et les pertes additionnelles le sont aussi. La correction des bobines de l'enroulement de chaque phase, peut se faire soit en série soit en parallèle.

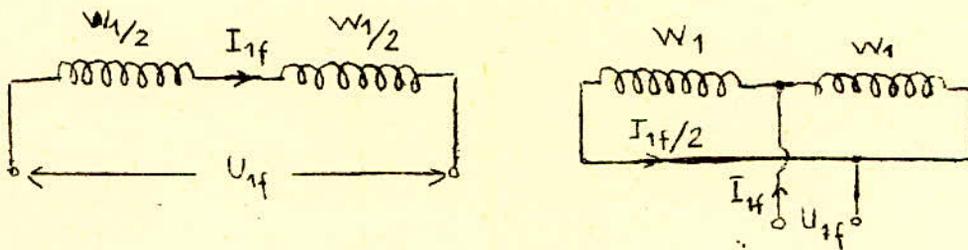


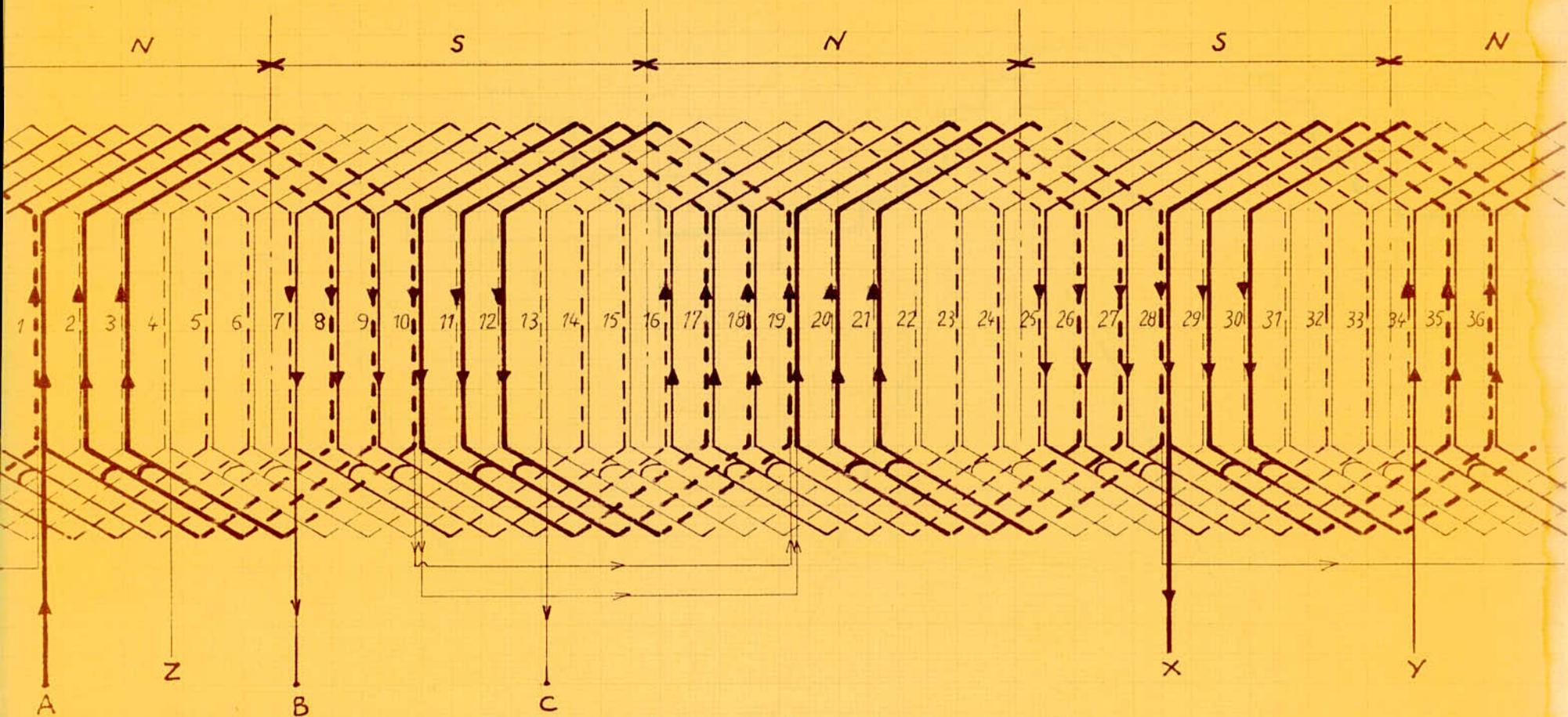
Fig I 2

Il faudra que pour chacune des situations, les enroulements assurent le même courant par phase et la même force électromotrice ( pour avoir la même tension d'alimentation ).

La solution avec une seule voie conduit à un nombre de spire  $W_1$  dont la section  $Sw_1$  supporte  $I_{1f}$ .

La solution avec 2 voies en parallèles conduit pour chaque groupe de bobines en parallèles à un nombre  $W_1$  de spires, donc au total à  $2W_1$  spires ayant une section  $Sw_1/2$  et parcourue par  $I_{1f}/2$  au total, les encoches de la machine pour la deuxième solution présentent un nombre deux fois plus grand de conducteurs mais une section moitié, ce qui conduit à possibilité de les loger .../...

# ENROULEMENT STATORIQUE

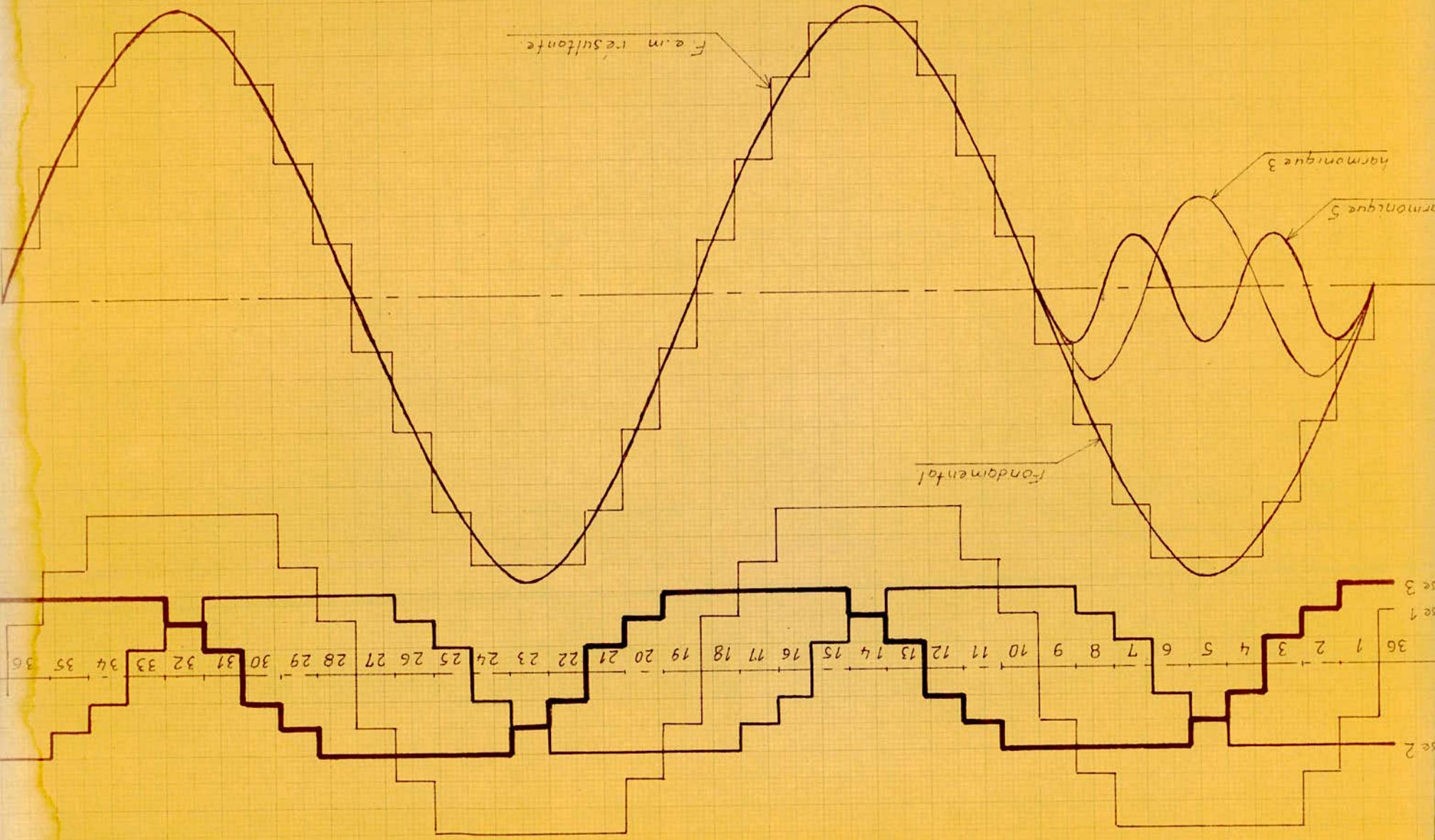


$$p=2 \quad m=3 \quad q=3 \quad \tau=9 \quad y=7$$

enroulement imbriqué à pas raccourcis

(2 étages.)

SOLENIATION



dans les mêmes dimensions d'encoches.

Il faut noter que la solution avec plusieurs voies en parallèles peut causer des dissymétries magnétiques plus accentuées qu'avec une seule voie pour les machines de puissances relativement faibles.

C'est finalement cette dernière raison qui nous a conduit à choisir la solution à une seule voie.

e) Calcul du coefficient de bobinage  $K_{w_1}$

Comme nous l'avons signalé plus haut, le coefficient de bobinage pour le fondamental est :

$$K_{w_1} = K_{q_1} \cdot K_{r_1}$$

avec :

$$- K_{q_1} = \frac{\sin q_1 \frac{\alpha_1}{2}}{q_1 \sin \frac{\alpha_1}{2}} \quad \text{et où}$$

$$\alpha_1 = \frac{2\pi p}{z_1} = \frac{2\pi P}{2mpq_1} = \frac{\pi}{mq_1} = \frac{\pi}{9} = 20^\circ \text{ Electrique}$$

$$\text{donc } K_{q_1} = \frac{\sin 3 \frac{\pi}{18}}{3 \sin \frac{\pi}{18}} = \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{3 \sin \frac{\pi}{18}} = \frac{0,5}{0,521} = 0,959$$

$$- K_{r_1} = \sin \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{y_1}{\tau} \right) = \sin \left( \frac{\pi}{2} \cdot \frac{7}{9} \right) = 0,939$$

d'où finalement :

$$K_{w_1} = 0,959 \cdot 0,939 = 0,901.$$

f) Calcul du nombre de spires :

$W_1$  : nombre de spires par phase.

sachant que la f. c. e. m.  $U_{e_1}$  est directement proportionnelle à  $W_1$  et que l'on estime  $U_{e_1} = 0,95 U_{1f}$ , il en résulte une valeur approchée du nombre de spires qui doit être entier. Une relation générale de calcul nous donne :

$$U_{e_1} = 2 \pi f W_1 K_{w_1} \cdot \frac{K_B \alpha_i}{1,11} \cdot \tau Li \hat{B}_g$$

de là on peut tirer :

$$W_1 = \frac{0,95 U_{1f}}{\sqrt{2} \pi f K_{w_1} \frac{K_B \alpha_i}{1,11} \tau Li \hat{B}_g} \quad (I-16)$$

l'application numérique nous donne la valeur suivante :

$$W_1 = \frac{0,95 \cdot 220}{\sqrt{2} \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 0,901 \cdot 0,67 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \cdot 15,49 \cdot 10^{-2} \cdot 0,78}$$

$$W_1 = 96,68 \text{ Sp/ph}$$

$W_1$  doit être arrondi de façon à avoir un nombre pair de conducteurs par encoche.

Le nombre de conducteur par encoche est pair à cause du fait qu'on a choisit l'enroulement en deux étages symétriques et donc contenir le même nombre de brins.

-2-  $N_{c1}$  : nombre de conducteurs par encoches du stator  
Il est donné par la relation :

$$N_{c1} = \frac{2 m_1 W_1}{Z_1} = \frac{W_1}{mq_1} \quad (I-17)$$

$$N_{c1} = \frac{96,68}{2 \times 3} = 16 \text{ 11 cond/enc}$$

la valeur arrondie et paire de  $N_{c1}$  est égale à 16 cond/enc  
par conséquent la valeur recalculée de  $W_1$  sera :

$$W_1 = mq_1 N_{c1} = 2 \times 3 \times 16 = 96 \text{ sp.}$$

-3- recalcul de l'induction dans l'entrefer  $\hat{B}_g$  :

l'induction dans l'entrefer  $\hat{B}_g$  qui était choisie afin de déterminer les dimensions principales de la machine et les paramètres de l'enroulement statorique doit être vérifiée, après avoir arrondi  $W_1$ , par la relation (I-16)

$$\text{d'où : } \hat{B}_g = \frac{U_{e1}}{\sqrt{2} \pi f K_{w1} ; \frac{K_a \alpha_i T_{li} W}{1,11}} \quad (I-18)$$

l'application numérique donne :

$$\hat{B}_g = \frac{209}{\sqrt{2} \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 0,901 \cdot 0,67 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \cdot 15,49 \cdot 10^{-2} \cdot 0,96}$$

$$\hat{B}_g = 0,785 \text{ T.}$$

g)  $Sw_1$  : section des conducteurs de l'enroulement statorique. La section des conducteurs qui résulte du calcul peut être subdivisée en un nombre entier de sections plus petites pour donner plusieurs conducteurs élémentaires en parallèle  $S$ .

L'expérience de construction indique que :

.../...

- Si :  $Sw_1 < 4 \text{ mm}^2$  le nombre de conducteur élémentaire  $n_e$  est égal à 1
- si :  $4 \leq Sw_1 \leq 6$   $n_e > 1$

et pour les conducteurs de sections supérieures à  $6 \text{ mm}^2$ , on emploie des conducteurs méplat.  
Le choix de plusieurs conducteurs en parallèles pour une section donnée peut être dicté pour des raisons d'exécution :

les bobines sont plus maniables et l'ouverture des encoches n'est pas excessive.

la section de la spire  $Sw_1$  est égale à :

$$Sw_1 = \frac{I_1 f}{J_1} \quad (I-19)$$

la valeur de la densité de courant  $J_1$  doit faire l'objet d'un choix en fonction des pertes totales dans les enroulements et de l'échauffement.

D'une manière générale  $J_1$  varie entre 3 et  $6 \text{ A/mm}^2$ .

La tendance étant vers les grandes valeurs, une fois la tenue thermique, des matériaux isolants améliorée.

$I_{1f}$  est le courant nominal par phase du stator. Il est donné par la relation :

$$I_{1f} = \frac{P_n}{m_1 U_{1f} \cos \varphi_n \cdot \eta_n} \quad (I-20)$$

$$I_{1f} = \frac{11 \cdot 10^3}{3 \cdot 220 \cdot 0,83 \cdot 0,86} = 23,35 \text{ A}$$

à partir de  $I_{1f}$  calculé et en choisissant d'abord  $J_1 = 5 \text{ A/mm}^2$  la section  $Sw_1$  qui résulte de l'équation ( ) est :

$$Sw_1 = \frac{23,35}{5} = 4,67 \text{ mm}^2$$

en utilisant deux conducteurs élémentaires en parallèle on divise cette section en deux.

$$S_{ce} = \frac{Sw_1}{2} = \frac{4,67}{2} = 2,335 \text{ mm}^2$$

Or sachant que les sections des conducteurs de l'enroulement sont normalisées d'après la norme française ( NF.C - 31 - 423 ), on adopte  $S_{ce} = 2,27 \text{ mm}^2$

.../...

le diamètre du conducteur correspondant à cette section est  $d = 1,7 \text{ mm}$ .

$Sw_1$  devient alors :

$$Sw_1 = 2 \times 2,27 = 4,54 \text{ mm}^2.$$

Cette section  $Sw_1$  normalisée obtenue est légèrement différente de celle obtenue par le choix approximatif de  $J_1$ . Il faudra donc recalculer la valeur exacte de la densité de courant.

de la relation (I.19) on tire

$$J_1 = \frac{I_{1f}}{Sw_1} = \frac{23,35}{4,54} = 5,14 \text{ A/mm}^2$$

nous obtenons ici une valeur très voisine de celle choisie par la première étape de calcul de la section. Cette valeur convient bien du fait qu'elle est toujours comprise dans le marge prévue par les constructeurs de machines.

h) Vérification de la densité linéaire de courant :

d'après la relation (I-6)

$$A_1 = \frac{Z_m W_1 I_{1f} n}{D_i} \quad (I-21)$$

$$A_1 = \frac{2 \cdot 3 \cdot 96 \cdot 23,35}{3,14 \cdot 17 \cdot 10^{-2}} = 252 \cdot 10^2 \text{ A/m}$$

$A_1 = 252 \cdot 10^2 \text{ A/m}$  est une valeur très proche de celle choisie dans le calcul préliminaire.

## Dimensionnement des encoches

La méthode qu'on va adopter pour déterminer les dimensions définitives de l'encoche, consiste à définir d'abord, l'espace qui sera réservé après avoir calculé les largeurs des dents, ensuite essayer de placer les conducteurs élémentaires un à un dans cet espace. Pour cela, il faut tenir compte de l'isolation des conducteurs, du revêtement de l'encoche et des différentes câbles (cale supérieure et cale entre couche), pour avoir un bon coefficient de remplissage de l'encoche.

Ce facteur de remplissage d'encoche est très important, il donne une valeur globale de l'utilisation de l'espace des encoches. Cet espace doit être utilisé au maximum par les conducteurs élémentaires. C'est ainsi qu'en utilisant plusieurs conducteurs élémentaires en parallèle pour une même section  $Sw_1$ , l'encoche est occupée au maximum avec le cuivre conducteur. Ainsi donc, avec cette méthode on pourra voir réellement la disposition des différents éléments constituant l'encoche et déterminer toutes leurs dimensions.

-  $b_{d1}$  : largeur des dents du stator :

La largeur des dents est limitée géométriquement par le pas dentaire  $t_1$  déjà calculé, ainsi que par l'induction magnétique  $B_{d1}$  pour ne pas avoir des dents trop saturées. Généralement la saturation des dents commence à partir d'une induction  $B_{d1}$  de 1,7 T. Il faudra donc essayer d'avoir une induction plus petite.

L'induction  $B_{d1}$  dans les dents dépend de la forme géométrique de ces dernières, deux cas peuvent se présenter.

\* encoches à faces parallèles et dents à faces non parallèles : dans ce cas l'induction  $B_{d1}$  est variable au

long de la dent. Dans les calculs, on doit considérer la valeur au milieu de la dent (valeur moyenne). Ce type d'encoches est utilisé pour des conducteurs profilés (méplat) obligatoires pour les machines de grandes puissances et de tensions élevées.

Cette valeur moyenne est comprise entre 1,6 et 2,1 T.

\* encoches trapézoïdales et dents à faces parallèles : ici l'induction  $B_{d1}$  est la même tout au long de la dent. Elle est généralement comprise entre 1,4 et 1,7 T. C'est cette forme d'encoches et de dents que nous avons adopté pour notre cas de machine ou que l'on utilise des conducteurs ronds.

Le calcul de la largeur d'une dent se fait à partir de la relation de conservation du flux par pas dentaire.

$$B_{d1} \cdot d_1 \cdot l_{fe} = \hat{B}_\delta \cdot t_1 \cdot l_i \quad (I - 22)$$

$b_{d1}$  s'écrit alors :

$$b_{d1} = \frac{\hat{B}_\delta \cdot t_1 \cdot l_i}{B_{d1} \cdot l_{fe}} \quad (I - 23)$$

-  $l_{fe}$  : Longueur de fer. C'est la longueur du paquet de tôles constituant le rotor sans tenir compte de l'isolation entre elles et éventuellement des canaux de ventilation.

Cette valeur est égale à la longueur idéale réduite par un coefficient  $K_r$ , dit coefficient de réduction.

$$l_{fe} = K_r l_i \quad (1.24)$$

pour des tôles d'épaisseurs 0,5mm les constructeurs prennent couramment  $K_r$  compris entre 0,91 et 0,93 en fonction de la nature de l'isolation des tôles.

pour notre machine les tôles sont laminées à froid et lacquées d'un côté on prend  $K_r = 0,93$ . La longueur de fer est donc :

$$L_{fe} = 15,49 \cdot 0,93 = 14,41 \text{ cm.}$$

pour calculer la largeur  $b_{d1}$  d'une dent, nous avons essayé plusieurs valeurs de l'induction pour retenir finalement  $B_{d1} = 1,47 \text{ T}$ .

cette valeur est loin de la saturation, elle nous a conduit à des résultats satisfaisants du point de vue courant de marche à vide et permet des surcharges de la machine.

d'après la relation (I-23) :

$$b_{d1} = \frac{0,785 \cdot 1,48 \cdot 15,49}{1,47 \cdot 14,41} = 0,85 \text{ cm}$$

#### g) Schéma de l'isolation de l'encoche statorique

Les encoches semi-fermées sont utilisées dans les machines à basse tension ( jusqu'à 500 V) de faible et moyenne puissance.

- l'encoche doit être revêtue d'une couche isolante constituée de feuilles ayant de bonnes propriétés d'isolations et choisies en fonction de la classe d'échauffement du moteur.

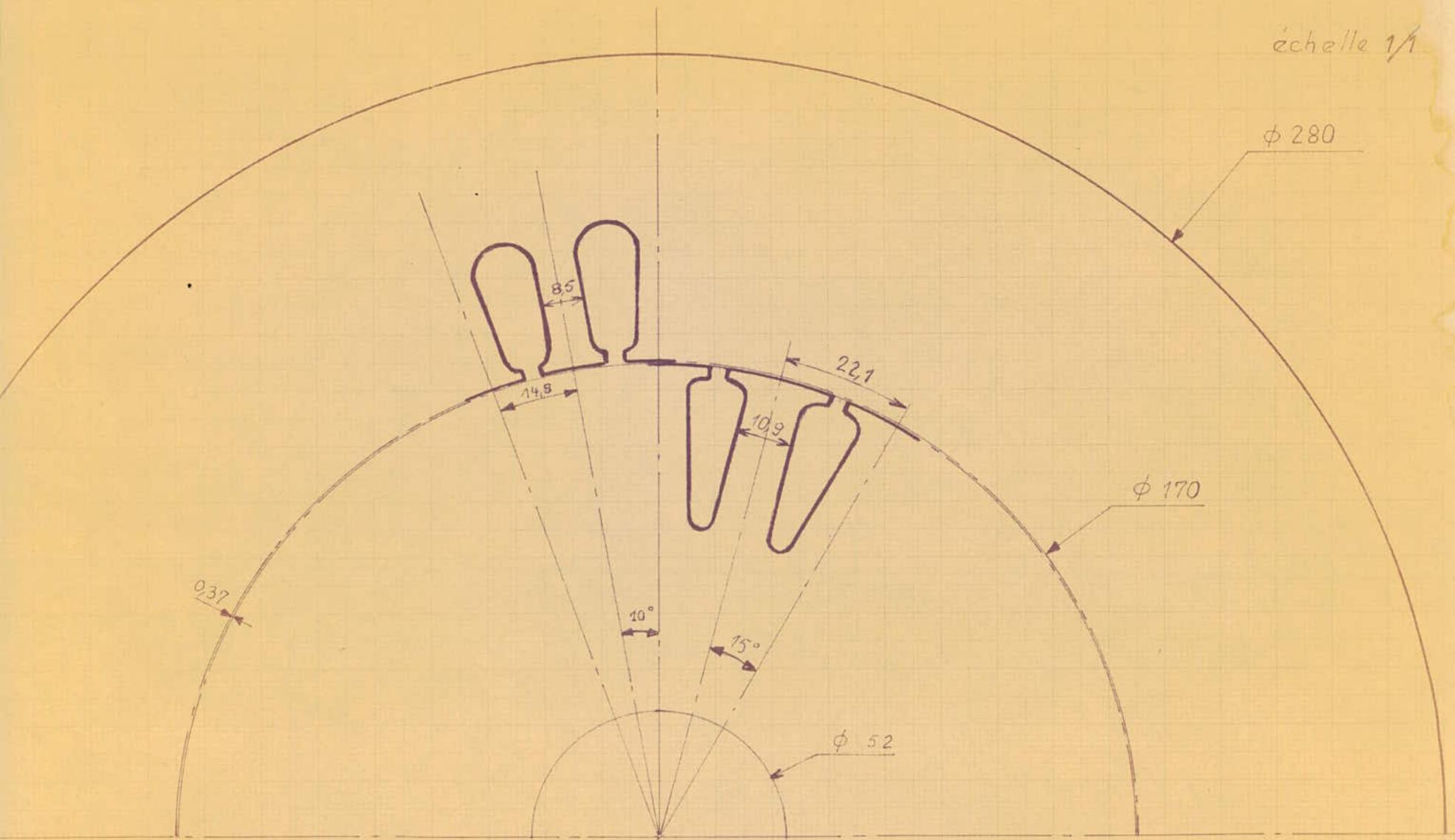
Notre série de moteurs étant de classe de température B dont la tenue à la chaleur est égale à 130°C. On utilise dans ce cas des feuilles isolantes de 0,5 mm en micafolium ( papier spéciale sur lequel sont collées à l'aide d'une résine synthétique une ou plusieurs couches de mica ). On rencontre le micafolium, dans le commerce sous les épaisseurs suivantes de 0,1 à 0,5 mm .

- l'isolation de chaque couche est assurée avec l'isolant précédent d'épaisseur 0,5 mm.

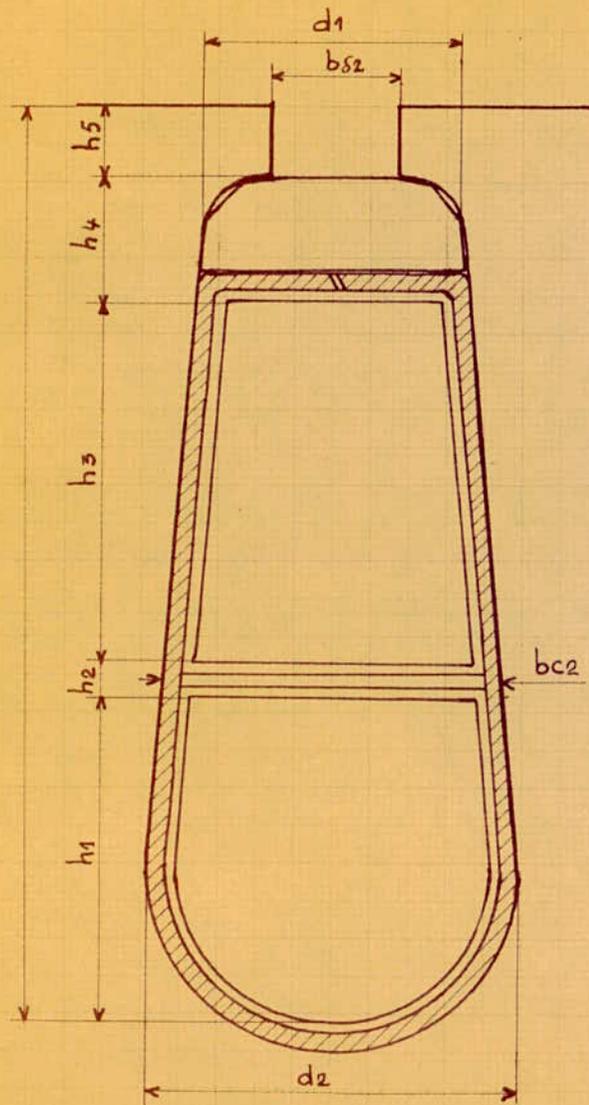
- Les fils constituant les enroulements sont émaillés, c'est à dire recouvert par une pellicule de vernis, qui doit avoir de bonnes propriétés diélectriques, d'adhérence et conserver une certaine souplesse.

.../...

échelle 1/1



encoches statorique et rotorique



## Dimensions de l'encoche

### Statorique

$h_1$	=	8,6	mm
$h_2$	=	0,9	"
$h_3$	=	9,6	"
$h_4$	=	3,3	"
$h_5$	=	2	"
$b_{s1}$	=	3,34	"
$bc_1$	=	8	"
$d_1$	=	7	"
$d_2$	=	9,8	"
$h_{e1}$	=	25,2	"

Pour notre cas de machine, l'épaisseur de la pellicule de vernis ( connu sous le nom commercial d'époxyde) est normalisée en fonction du diamètre du conducteur, soit  $e = 0,68$  mm pour  $d = 1,7$  mm le diamètre du fil émaillé est :

$$d' = d + 2e$$

$$d' = 1,7 + 2 \times 0,68 = 1,836 \text{ mm}$$

- En tenant compte du revêtement de l'encoche et du diamètre du conducteur isolé ( fig 1 enc stator ) on définit l'ouverture de l'encoche  $b_{g1}$  comme étant égale à la somme du diamètre  $d'$  du conducteur et du double de l'épaisseur de l'isolation de l'encoche augmenté d'un jeu que nous avons estimé égal à 0,5 mm afin de glisser les conducteurs l'un après l'autre dans l'encoche.

- L'isolation entre les deux couches est assurée à l'aide d'une couche de 0,3 mm d'épaisseur. Par contre, une cale en ..... de 3 mm d'épaisseur assure la fermeture de l'encoches et une bonne disposition des conducteurs dans celle - ci.

En tenant compte de ses considérations technologiques, les différentes dimensions qui en résultent sont figurées sur le dessin de l'encoche donné par les figure ( enc 1 et enc 2 )

## B) ROTOR

Pour les moteurs à rotor bobiné, le nombre d'encoches  $Z_2$  du rotor est généralement différent du nombre du stator  $Z_1$  .

Si le rotor a le même nombre d'encoches que le stator il résulte un couple qui aura tendance à bloquer le rotor dans la position de réluctance minimale, c'est à dire, une position où les dents du stator et du rotor seraient face à face.

D'une manière générale le nombre d'encoches du rotor est inférieur à celui du stator.

Etant donné qu'on avait adopté un nombre d'encoche par pôle et par phase au stator  $q_1 = 3$  , on a choisi pour le rotor  $q_2 = 2$  .

le nombre d'encoches  $Z_2$  correspond à un système triphasé est donc :

$$Z_2 = 2m_2 p q_2 \quad (I-25)$$

$$Z_2 = 2 \times 3 \times 2 \times 2 = 24 \text{ encoches.}$$

-  $\delta$  : entrefer de la machine ;  $\delta = 0,2 + \frac{D_i}{1000}$

$$\delta = 0,2 + \frac{170}{1000} = 0,37 \text{ mm}$$

-  $t_2$  pas dentaire du rotor :

Dans le calcul de  $t_2$  on doit tenir compte que le diamètre du rotor est égal à celui du stator diminué de deux longueurs d'entrefer.

$$t_2 = \frac{(D_i - 2\delta)}{Z_2} \quad (I-26)$$

$$t_2 = \frac{3,14 (17 - 0,074)}{24} = 2,21 \text{ cm}$$

-  $\tau_2$  : pas polaire.

la machine étant tétrapolaire, la longueur de l'arc entre 2 pôles consécutifs est :

$$\tau_2 = \frac{(D_i - 2\delta)}{2 \cdot p} \quad (I-27)$$

$$\tau_2 = \frac{3,14 (17 - 0,074)}{2 \cdot 2} = 13,29 \text{ cm}$$

$\tau_2$  peut être aussi exprimé comme pour le stator en nombre d'encoches entre deux pôles consécutifs.

$$\tau_2 = \frac{Z_2}{2 p}$$

$$\tau_2 = \frac{24}{2 \cdot 2} = 6 \text{ enc./Pôle}$$

...///

### Enroulement :

La construction imposée par le cahier de charge, est à rotor bobiné. Cela donne la possibilité d'utiliser le moteur dans des conditions, qui exigent un couple de démarrage important et un courant de démarrage relativement réduit, en utilisant, un rhéostat de démarrage en série dans le circuit du rotor.

L'enroulement des rotors bobinés est d'habitude du type imbriqué à pas total ( $Y_2 = \tau_2$ ) dans une seule couche, néanmoins on peut utiliser l'enroulement à deux couches afin d'améliorer la forme du champ, dans l'entrefer. Nous avons choisi ce dernier cas d'enroulement, avec les paramètres suivant .

$$Z_2 = 24 \text{ enc}$$

$$q_2 = 2 \text{ enc/ph/pol}$$

$$m_2 = 3$$

$$p = 2$$

$$y_2 = 2$$

a)  $Kw_2$  : Coefficient de bobinage du rotor

comme pour le stator :  $Kw_2 = Kq_2 \cdot Kr_2$

- Le coefficient de distribution  $Kq_2$  est égal à :

$$Kq_2 = \frac{\sin q_2 \frac{\alpha_2}{2}}{q_2 \sin \frac{\alpha_2}{2}}$$

$\alpha_2$  : angle électrique entre deux encoches consécutives du rotor .

$$\alpha_2 : \frac{2\pi p}{Z_2} = \frac{2 \cdot 2 \cdot \pi}{24} = \frac{\pi}{6} = 30^\circ \text{élect}$$

d'où :

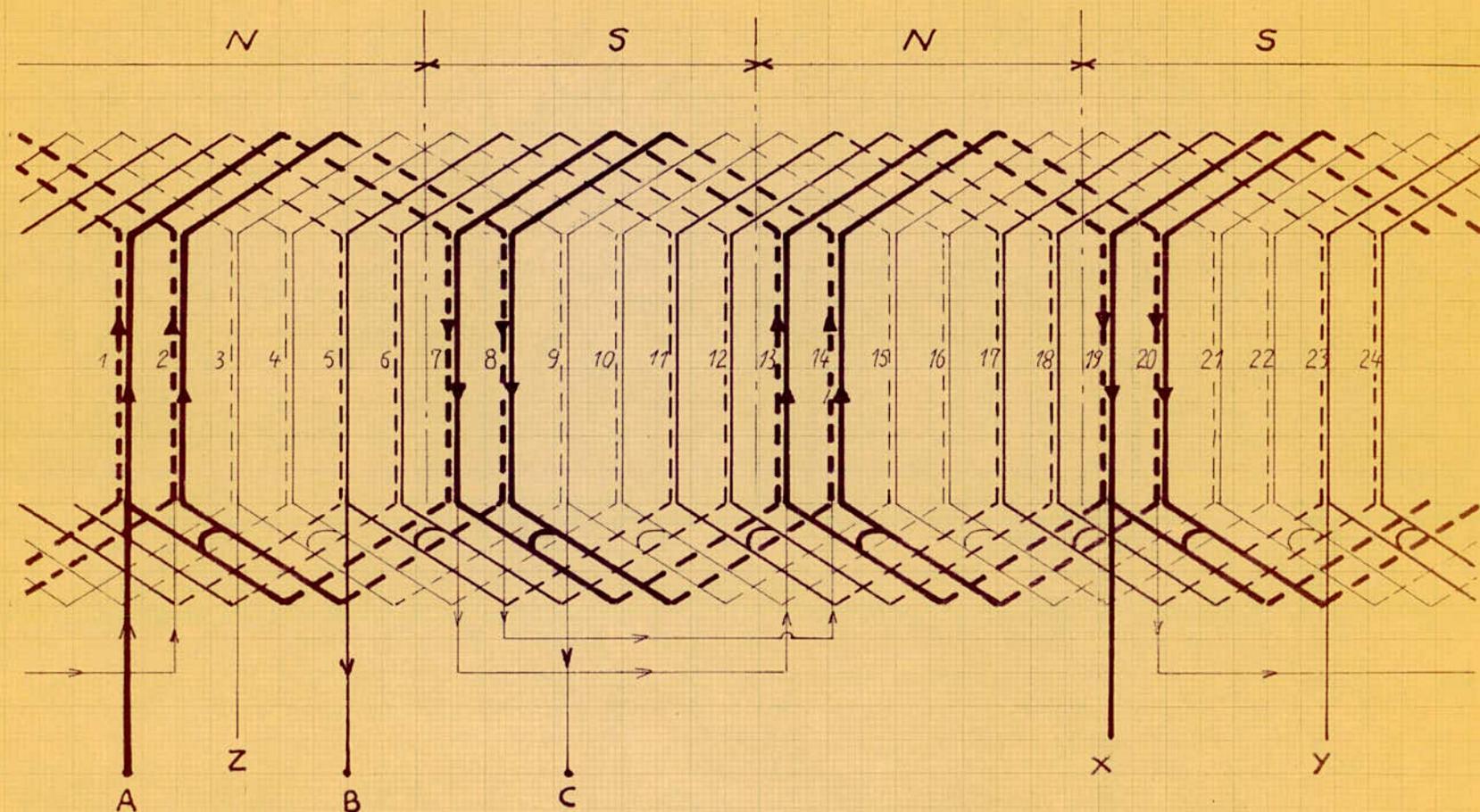
$$Kq_2 = \frac{\sin 2 \cdot \frac{\pi}{6 \cdot 2}}{2 \cdot \sin \frac{\pi}{6 \cdot 2}} = \frac{\sin \frac{\pi}{2}}{2 \sin \frac{\pi}{18}} = \frac{0,5}{0,518} = 0,965$$

$$Kw_2 = \sin \frac{\pi}{2} \cdot \frac{Y_2}{2}$$

or l'enroulement est à pas total :

$$y_2 = \tau_2 \Rightarrow \frac{Y_2}{\tau_2} = 1$$

# ENROULEMENT ROTORIQUE



$$p = 2 \quad m = 3 \quad q = 2 \quad \tau = y = 6$$

enroulement imbriqué à pas total.

(2 étages)

$$\text{d'où } Kr_2 = \sin \frac{\pi}{2} = 1$$

$$\text{finalement } Kw_2 = 0,965 \times 1 = 0,965$$

b) calcul du nombre de spires par phase  $W_2$  :

La f.e.m. induite par phase dans l'enroulement rotorique à vide  $U_{e20}$  est donnée par la relation :

$$U_{e20} = \frac{W_2}{W_1} \cdot \frac{K_{w2}}{K_{w1}} \cdot U_{e1} \quad (I-28)$$

à ce niveau du calcul  $U_{e20}$  et  $W_2$  nous sont inconnues.

la méthode utilisée consiste à choisir une valeur de  $U_{e20}$  et calculer  $W_2$  correspond

pour des machines de notre série ;

la f.e.m. à vide  $U_{e20}$  est généralement comprise entre 60 et 150 V. La valeur de  $U_{e20}$  influe directement sur l'isolation des bagues de la machine.

pour de grandes f.e.m, l'isolation des bagues est importante (petites bagues), le courant rotorique  $I_2$  est réduit et l'échauffement est faible.

Par contre de petites valeurs de la f.e.m. entraînent de grandes bagues et un courant  $I_2$  relativement important. Nous avons choisi pour notre calcul  $U_{e20} = 110$  V

on obtient alors :

$$W_2 = \frac{U_{e20}}{U_{e1}} \cdot \frac{K_{w1}}{K_{w2}} \cdot W_1 \quad (I-29)$$

$$W_2 = \frac{110}{20} \cdot \frac{0,901}{0,965} \cdot 96 = 47,17 \text{ sp/ph}$$

Le nombre de spires par phase  $W_2$  doit être entier.

.../...

-  $N_{c2}$  : nombre de conducteurs par encoche .

$$N_{c2} = \frac{2 m_2 W_2}{Z_2} = \frac{2 \cdot 3 \cdot 47,17}{24} = 11,79$$

l'enroulement étant à deux étages, le nombre  $N_{c2}$  doit être pair, donc :  $N_{c2} = 12$  cond/enc.

de là, le nombre de spires  $W_2$  serait arrondi à la valeur :

$$W_2 = \frac{N_{c2} \cdot Z_2}{2 m_2} = \frac{12 \cdot 24}{2 \cdot 3} = 48 \text{ spires}$$

et la f.e.m.  $U_{e20}$  qui correspond à ce nombre entier de spires devient :

$$U_{e20} = \frac{48}{96} \cdot \frac{0,965}{0,901} \cdot 209 = 112 \text{ V}$$

c) courant par phase au rotor  $I_2$  .

Le courant rotorique par phase est calculé à partir de la relation suivante .

$$I_2 = \frac{P_n + P_{m, v, f}}{m_2 (1 - g_n) U_{e20} (1 - \xi) \cos \varphi_2} \quad (I.30)$$

cette relation représente la puissance transmise par le champ électromagnétique, de l'entrefer vers le rotor de la machine.

\*  $P_{m, v, f}$  : représente la somme des pertes, mécaniques, par ventilation et par frottement.

Ces pertes sont généralement estimées en régime nominal à 1,5% de la puissance nominale  $P_n$  ( puissance utile sur l'arbre).

$$P_{m, v, f} = 1,5\% P_n.$$

$$P_{m, v, f} = \frac{1,5 \cdot 11000}{100} = 165 \text{ w}$$

$$*(1 - g_n) = 1,5\%$$

$$*(1 - g_n) = 0,95$$

\*  $(1 - \xi)$  : facteur de correction tenant compte de la chute de la f.e.m.  $U_{e20}$  en charge.

$\cos \varphi_2$  est le facteur de puissance du rotor .

En général le coefficient  $(1 - \xi) \cos \varphi_2$  est compris entre 0,92 et 0,96; pour le calcul de notre machine nous avons

choisi :

$$(1 - \varepsilon) : \cos \varphi_2 = 0,95$$

le courant rotorique qui en résulte est alors :

$$I_2 = \frac{11\,000 + 165}{3 \cdot 0,95 \cdot 112 \cdot 0,95} = 36,82 \text{ A.}$$

d) Section des conducteurs - densité de courant :

Le courant rotorique  $I_2$  étant déterminé, il nous limitera le choix de la section des conducteurs  $Sw_2$  et la densité de courant  $J_2$ .

De même que pour le stator la section  $Sw_2$  des conducteurs de l'enroulement en fonction de la densité de courant  $J_2$  est donnée par la relation (I-19) :

$$Sw_2 = \frac{I_2}{J_2}$$

Les valeurs de  $J_2$  sont comprises entre 4 et 7 mm<sup>2</sup>. La densité des courants rotoriques peut être supérieure à celle des courants statoriques car l'échauffement provoqué par  $I_2$  est fortement diminué par les têtes de bobine du rotor en mouvement.

Les têtes des bobines servant de palettes de ventilation et font évacuer la chaleur dégagée par les enroulements du rotor.

On a choisi pour le calcul préliminaire :  $J_2 = 5,5 \text{ A/mm}^2$

La section  $Sw_2$  sera alors :

$$Sw_2 = \frac{36,82}{5,5} = 6,694 \text{ mm}^2$$

cette section est importante, on ne peut pas choisir un conducteur méplat vu qu'on a opté pour des encoches trapézoïdales. Le choix de 3 conducteurs élémentaires en parallèle nous convient très bien et nous permet d'avoir un bon coefficient de remplissage de l'encoche.

$$\frac{Sw_2}{3} = \frac{6,694}{3} = 2,23 \text{ mm}^2$$

la section normalisée proche de cette valeur est 2,27 mm<sup>2</sup> le diamètre correspondant est  $d = 1,7 \text{ mm}$ .

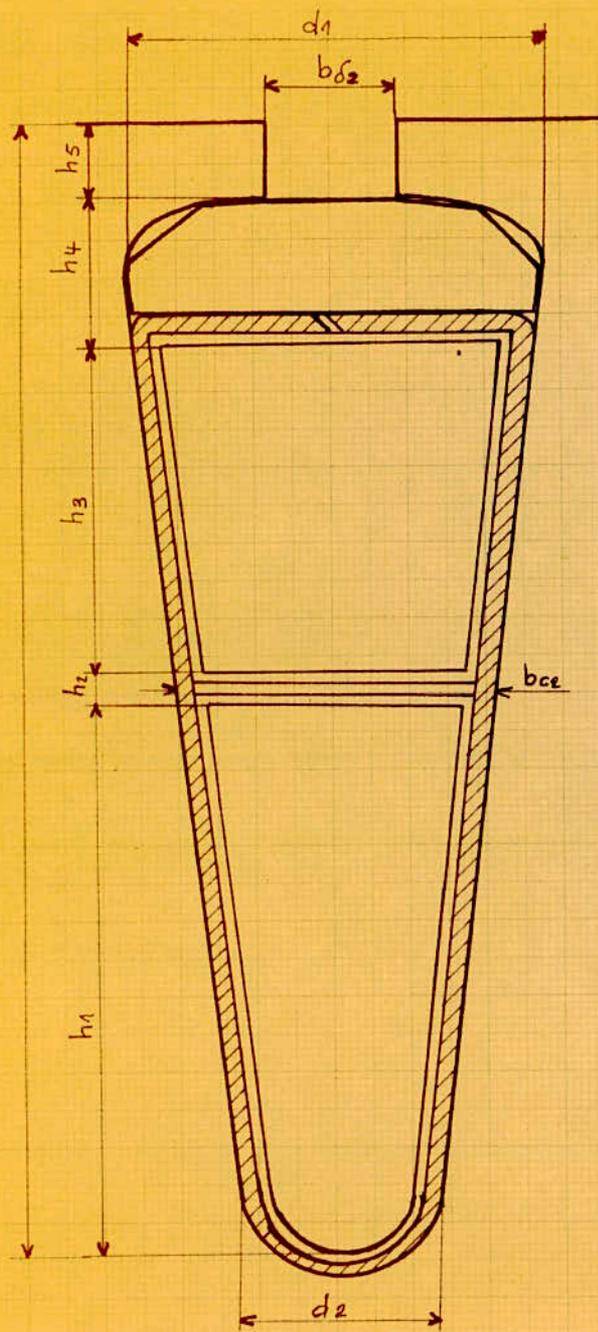
( c'est finalement les mêmes conducteurs élémentaires qu'on utilise aussi bien pour le stator que pour le rotor). La section  $Sw_2$  arrondie serait donc :

$$Sw_{2 \text{ ar}} = 3 \times 2,27 = 6,81 \text{ mm}^2$$

et la densité réelle de courant  $J_2$  devient :

$$J_2 = \frac{36,82}{6,81} = 5,41 \text{ A/mm}^2$$

.../...



Dimensions de l'encoche  
Rotorique

$$h_1 = 14,3 \text{ mm}$$

$$h_2 = 0,9 \text{ ''}$$

$$h_3 = 8,7 \text{ ''}$$

$$h_4 = 3,9 \text{ ''}$$

$$h_5 = 2 \text{ ''}$$

$$b_{\delta 2} = 3,34 \text{ ''}$$

$$b_{ce} = 7,3 \text{ ''}$$

$$d_1 = 11 \text{ ''}$$

$$d_2 = 5,3 \text{ ''}$$

$$h_e = 30,6 \text{ ''}$$

### c) Schéma de l'isolation de l'encoche rotorique

Les encoches rotoriques ont la même forme que celles du stator. Nous avons adoptés les mêmes matériaux et la même technologie pour leur isolations. Les différentes dimensions qui en résultent sont données par les figures (enc - rot 1 et 2)

#### 1 - 3 Calcul du circuit magnétique

Le calcul du circuit magnétique a pour but la détermination de la solénoïdation nécessaire à la création du champ magnétique dans l'entrefer, qui à son tour assure le transfert de la puissance vers l'arbre de la machine. Le calcul du circuit magnétique nous conduit finalement à la détermination du courant de marche à vide par le calcul de ses deux composantes :

- composante active qui couvre les pertes de fer
- composante réactive qui assure la magnétisation des tôles.

Le calcul est basé sur la loi du circuit magnétique. Vu la structure du circuit magnétique contenant des portions de natures différentes ( air et matériaux magnétiques ) fig..... on est obligé de faire un certain nombre d'hypothèses.

- pour appliquer la loi du circuit magnétique, on considère une ligne moyenne  $\Gamma$  du champ magnétique.
- les différents tronçons constituant le circuit magnétique sont considérées avec des propriétés et des sollicitations magnétiques constantes.

La relation générale donnant la loi de circulation du champ magnétique se ramène à :

$$\oint \vec{H} \cdot d\vec{\ell} = \sum_x \oint \vec{H}_x \cdot d\vec{\ell}_x = \sum_x H_x \cdot \ell_x \quad (I-31)$$

Il faudra donc déterminer les longueurs géométriques et les valeurs des champs magnétiques qui régissent dans les différents tronçons du circuit magnétique.

Les valeurs du champ magnétique sont calculées à partir du flux normal à la section du tronçon considéré; compte tenu de la nature du matériau, par la courbe de magnétisation ( tableau...)

$$B = \frac{\phi}{S} \quad ; \quad H = f(B)$$

dans une machine électrique tournante, le circuit magnétique est composé des tronçons suivants :

Les culasses statorique et rotorique, les dents statoriques et rotorique et l'entrefer.

Si on désigne par  $F_Z$  la force magnétomotrice totale ( F.m.m. ) nécessaire à la magnétisation de la machine on aura :

$$F = F_{j1} + F_{J2} + 2F_d + 2F_{d1} + 2F_{d2} \quad (I-32)$$

.../...

avec :

$F_{j1}$	:	Chute de potentiel magnétique dans la culasse du stator
$F_{j2}$	:	" " " " " du rotor
$F_{\delta}$	:	" " " " l'entrefer
$F_{d1}$	:	" " " " les dents du stator
$F_{d2}$	:	" " " " les dents du rotor

calculons maintenant les différentes chutes partielles de la F.m.m. en commençant par l'entrefer.

a) Chute de potentiel magnétique dans l'entrefer :

L'induction dans l'entrefer  $\hat{B}_{\delta}$  étant proportionnelle au champ  $H_{\delta}$  -

$$\hat{B}_{\delta} = \mu_0 H_{\delta}$$

$\mu_0$ : perméabilité magnétique du vide .

la chute de potentiel magnétique  $F_{\delta}$  est donné par la relation :

$$F = \frac{\hat{B}_{\delta}}{\mu_0} \cdot \delta \cdot K_c \quad (1.33)$$

Avec  $\mu_0 = 4 \pi \cdot 10^{-7}$  : la perméabilité magnétique du vide.

$K_c$  : facteur de Carter; il tient compte de la distribution du champ magnétique entre le stator et le rotor.

Lorsque l'induit ( rotor) est doté d'encoches, les lignes d'induction sont concentrées vers les têtes de dents à cause de l'ouverture des encoches vers l'entrefer. Dans ce cas, la valeur de l'induction est plus grande dans le fer ( têtes des dents), que dans le cas d'un rotor lisse.

Pour tenir compte de cette augmentation, on considère un entrefer fictif :  $\delta' = K_c \delta$  avec  $K_c > 1$

Le facteur de carter  $K_c$  est donné par :

$$K_c = K_{c1} \cdot K_{c2} \quad \text{où} \quad :$$

$$K_{c1} = \frac{t_1}{t_1 - \delta_1 \delta} \quad ; \quad \text{et} \quad (1.34)$$

$$K_{c2} = \frac{t_2}{t_2 - \delta_2 \delta}$$

$K_{c1}$  et  $K_{c2}$  sont les valeurs du coefficient de Carter en supposant respectivement le rotor puis le stator sans encoches.

.../...

Vu les mêmes ouvertures  $b_{\delta 1} = b_{\delta 2} = 3,34$  mm des encoches des deux parties de la machines, il résulte les mêmes coefficients  $\gamma_1 = \gamma_2$  :

$$\gamma_1 = \gamma_2 = \frac{\left(\frac{b_{\delta 1}}{\delta}\right)^2}{5 + \left(\frac{b_{\delta 1}}{\delta}\right)^2} = \frac{(3,34/0,37)^2}{5 + (3,34/0,37)^2} = 5,81$$

le calcul de  $K_{c1}$  et  $K_{c2}$  donne finalement :

$$K_{c1} = \frac{14,8}{14,8 - 5,81 \cdot 0,37} = 1,17$$

$$K_{c2} = \frac{22,1}{22,1 - 5,81 \cdot 0,37} = 1,108$$

le facteur de Carter  $K_c$  et la chute de  $F$  mm dans l'entrefer  $F_{\delta}$ , auront pour valeurs

$$K_c = 1,17 \cdot 1,108 = 1,3$$

$$F_{\delta} = \frac{0,785}{4 \pi \cdot 10^{-7}} \cdot 0,37 \cdot 1,3 = 300,60 \text{ A} \cdot \text{T}$$

b) Chute de potentiel magnétique dans les dents du stator

L'induction  $B_{d1}$  dans une dent du stator étant connue : d'après la caractéristique magnétique du matériau ( tableau pour  $B_{d1} = 1,47$  T, le champ magnétique correspondant est  $H_{d1} = 583$  AT/m.

La chute de potentiel magnétique pour la hauteur de la dent ( ou la profondeur de l'encoche :  $h_{d1} = h_{e1} = 2,52$  cm est donnée par :

$$F_{d1} : H_{d1} \cdot h_{d1} \quad (I-35)$$

$$F_{d1} = 583 \cdot 2,52 \cdot 10^{-2} = 14,7 \cdot \text{AT}$$

c) Chute de potentiel magnétique dans les dents du rotor

Dans le rotor, l'induction magnétique dans une dent est  $B_{d2} = 1,65$  T, à cette valeur d'induction correspond un champ magnétique  $H_{d2}$  d'après le tableau, à 3240 At/m la hauteur d'une dent étant égale à la profondeur de l'encoche, on a :  $h_{d2} = h_{e2} = 3,06$  cm.

la f.m.m.  $F_{d2}$  qui résulte est alors :

$$F_{d2} = H_{d2} \cdot h_{d2} \quad (I-36)$$

$$F_{d2} = 3240 \cdot 3,06 \cdot 10^{-2} = 99,14 \text{ A} \cdot \text{T}$$

.../...

d) chute de potentiel magnétique dans la culasse du stator

L'induction magnétique à travers la section droite interpolaire de la culasse est

$$\hat{B}_{j1} = \frac{\hat{\phi}_{j1}}{2b_{j1} \cdot l_{fe}}$$

et où  $\hat{\phi}_{j1}$  désigne le flux magnétique total par pôle :

$$\hat{\phi}_{j1} = \hat{\phi}_u + \hat{\phi}_f \quad \text{où } \hat{\phi}_u$$

est le flux utile canalisé par la culasse.

$\hat{\phi}_f = \sigma_H \hat{\phi}_u$  : est le flux de fuite estimé entre 2 et 5 % du flux utile .  $\sigma_H = 2 \text{ à } 5 \%$ .

nous avons considéré pour nos calculs  $\sigma_H = 0,026$

L'épaisseur de la culasse  $b_{j1}$  ( Fig..... ) est égale à :

$$b_{j1} = h_{j1} - h_{e1}$$

$h_{j1}$  étant la hauteur dent-culasse, elle est déterminée en respectant les deux conditions suivantes :

- elle doit être limitée afin de ne pas sortir du gabarit de la machine.

$$H_g = 160 \text{ mm}$$

- elle doit avoir une valeur suffisante pour limiter celle du courant de marche à vide.

Nous avons essayé plusieurs valeurs de  $h_{j1}$  pour retenir finalement celle qui a satisfait nos calculs.  $h_{j1} = 5,5 \text{ cm}$  le calcul de  $b_{j1}$  donne alors .

$$b_{j1} = 5,5 - 2,52 = 2,98 \text{ cm.}$$

le flux utile  $\hat{\phi}_u$  et la longueur de fer  $l_{f2}$  étant déjà calculés, il résulte une induction dans la culasse,

$$B_{j1} = \frac{(1 + \sigma_H)}{2b_{j1} \cdot l_{fe}} \quad ( I . 37 )$$

$$B_{j1} = \frac{0,0109 ( 1 + 0,026 )}{2 \cdot 2,98 \cdot 10^{-2} \cdot 14,41 \cdot 10^{-2}} = 1,3 \text{ T}$$

à cette induction correspond un champ magnétique  $H_{j1} = 236 \text{ At/m}$  ; on considère comme longueur de parcours de la ligne d'induction dans la culasse, la longueur  $l_{j1}$ , correspondant au diamètre extérieur de la culasse.

.../...

$$l_{i1} = \frac{\pi D_e}{2p}$$

$$l_{i1} = \frac{3,14 \times 28}{2 \cdot 2} = 21,98 \text{ cm}$$

la chute de potentiel magnétique dans la culasse serait donc :

$$F_{j1} : H_{j1} \cdot l_{j1}$$

$$F_{j1} = 236 \cdot 21,98 \cdot 10^{-2} = 51,87 \text{ A t.}$$

c) chute de potentiel magnétique dans la culasse du rotor :

De même que précédemment l'induction magnétique à travers une section droite est : (fig...)

$$B_{j2} = \frac{\phi_{j2}}{2b_{j2} \cdot l_{f2}} \quad (I.38)$$

Les C.M du stator et du rotor avant la même longueur,  $l_{f2}$  reste inchangée.

$$l_{f2} = 14,41 \text{ cm}$$

$$b_{j2} = h_{j2} - h_{e2}$$

sachant que nous avons adopté un diamètre d'arbre  $D_{ar}$

$$D_{ar} = 5,2 \text{ cm}$$

on aura une hauteur dent-culasse rotorique donnée par

$$h_{j2} = \frac{D_i - D_{ar}}{2}$$

$$h_{j2} = \frac{17 - 5,2}{2} = 5,88 \text{ cm}$$

$$\text{d'où } b_{j2} : 5,88 - 3,06 = 2,82 \text{ cm}$$

d'autre part, en admettant le même pourcentage de flux de fuite dans le rotor que dans le stator on obtient :

$$\phi_{j1} = \phi_{j2} = \phi \cdot 1,026$$

$$\text{donc : } B_{j2} = \frac{0,0109 \cdot 1,026}{2 \cdot 14,41 \cdot 10^{-2} \cdot 2,8 \cdot 10^{-2}} = 1,38 \text{ T.}$$

à 1,38 T correspond un champ  $H_{j2} = 331 \text{ At/ m.}$

la hauteur  $l_{j2}$  du parcours de la ligne d'induction est celle qui correspond au diamètre  $D_i$ , soit

$$l_{j2} = \frac{\pi D_i}{2p}$$

$$l_{j2} = \frac{3,14 \cdot 17}{4} = 13,3 \text{ cm}$$

la chute de potentiel magnétique  $F_{j2}$  serait :

.../...

$$F_{j2} = H_{j2} \cdot L_{j2} \quad (I - 39)$$

$$F_{j2} = 331 \cdot 13,3 \cdot 10^{-2} = 42 \text{ At.}$$

La F.m.m. totale à vide, pour tout le C.M. laire de pôles

$$F = F_j + F_{j2} + 2F_g + 2F_{d1} + 2F_{d2} \quad (I - 40)$$

$$F = 51,87 + 42 + 601,2 + 29,4 + 198,28$$

$$F = 923 \text{ At.}$$

tableau récapitulatif :

$F_g$	$F_{d1}$	$F_{d2}$	$F_{j1}$	$F_{j2}$	$F$
300,6	14,7	99,14	51,87	42	923

#### 1 - 4 Calcul du courant magnétisant

a) calcul du coefficient de saturation :

le coefficient de saturation se calcul par la relation

$$K_s = \frac{F_g + F_{d1} + F_{d2}}{F_g} \quad (I - 41)$$

$$K_s = \frac{300,6 + 14,7 + 99,14}{300,6} = 1,378$$

cette valeur coincide bien avec celle choisie au début des calculs.

b) Calcul du courant magnétisant.

Le courant magnétisant  $I_m$  est la composante réactive du courant de marche à vide  $I_{10}$  ; il est donné par la relation :

$$I_{m0} = \frac{p F}{0,9 m. K_{wf} \cdot W1} \quad (I - 42)$$

$$I_{m0} = \frac{2.923}{0,9 \cdot 3 \cdot 0,901 \cdot 96} = 7,8 \text{ A.}$$

exprimé en %, le courant magnétisant  $I_{m0}$  vaut 33% du courant nominal  $I_{1n}$ .

## 2 - PARAMETRES ET CARACTERISTIQUES.

Dans ce chapitre, nous nous proposons de calculer les paramètres relatifs aux enroulements statoriques et rotoriques, ainsi que les différentes caractéristiques de fonctionnement du moteur.

### 2 - 1. Résistances :

#### a ) Résistance de l'enroulement statorique.

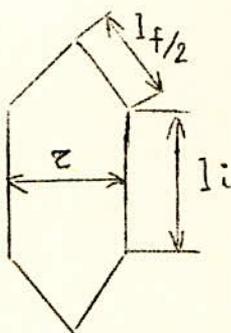
La résistance par phase  $R_1$  de l'enroulement du stator est donnée par la relation :

$$R_1 = \rho \frac{l_{w_1} \cdot W_1}{A_{w_1}} \quad (I-43)$$

Sachant que les enroulements sont en cuivre, la résistivité  $\rho$  est égale à  $0,0174 \ \Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$ .

La longueur d'une spire  $l_{w_1}$  est égale à :

$$l_{w_1} = 2 ( l_i + l_{f_1} ) \quad (I-44)$$



$l_{f_1}$  : Longueur frontale de la spire elle est fonction du pas plaie et du mode de bobinage.

Pour un enroulement en deux étages ( le cas de notre enroulement )  $l_f$  est généralement compris entre  $1,6$  et  $1,9 \tau$

Nous avons choisi  $l_{f_1} = 1,7 \tau$

Donc  $l_{f_1} = 1,7 \times 13,35 = 22,7 \text{ cm}$

Nous aurons alors d'après ( I-44 )

$$l_{w_1} = 2 ( 15,49 + 2,7 ) = 76,37 \text{ cm}$$

La résistance a pour valeur :

$$= 0,0174 \frac{76,37 \cdot 10^{-2} \times 96}{4,54} = 0,28 \ \Omega$$

#### b ) Résistance de l'enroulement rotorique.

Vu les enroulements de mêmes nature et le diamètre du rotor plus petit que celui du stator, il en résulte des longueurs frontales de bobinage rotorique plus petites. Nous l'estimons à  $l_{f_2} = 1,6 \tau$  ; La longueur d'une spire  $l_{w_2}$  est comme pour le stator donnée par la relation :

$$l_{w_2} = 2 ( l_i + l_{f_2} )$$

$$lw_2 = 2 ( 15,49 + 1,6 \times 13,35 ) = 73,7 \text{ cm}$$

il en résulte une résistance par phase de l'enroulement rotorique

$$R_2 = \frac{l_{w_2} \cdot W_2}{\Delta w_2}$$

$$R_2 = 0,0174 \frac{73,7 \cdot 10^{-2} \times 48}{6,81} = 0,09 \ \Omega$$

## 2 - 2. Réactances de fuites.

### 1 ) Réactances de fuites au stator :

Le calcul de la réactance de fuite  $x_{\sigma e_1}$  du stator doit tenir compte des dispersions suivantes :

- dispersion d'encoche.
- dispersion différentielle.
- dispersion dans les têtes des bobines.

#### a ) Dispersion d'encoches.

La réactance due à la dispersion du flux dans les encoches est donnée par la relation :

$$X_{\sigma e_1} = 1,58 f \frac{w_1^2}{p \cdot 9} \cdot l_i \cdot \lambda_{e_1} \cdot 10^{-5}$$

$\lambda_{e_1}$  : Coefficient de dispersion d'encoche, il tient compte de l'influence de la forme géométrique et du remplissage de l'encoche.

$\lambda_{e_1}$  : Peut être alors calculé en fonction des dimensions de l'encoche. ( fig )

$$= \frac{1}{4} \left[ 0,3 + \frac{2}{3} \frac{h_1}{d_1 + b_c} + K'_c \frac{h_3}{d_1 + b_c} + K_a \left( \frac{h_5}{b_{\delta_1}} + 0,785 \right) \right]$$

$$\text{Avec } K'_c = \frac{y_1}{z} + 1,67$$

$$K'_c = \frac{7}{9} + 1,67 = 2,45$$

$$K_a = 3 \frac{y_1}{z} + 1$$

$$K = 3 \frac{7}{9} + 1 = 3,34$$

Le coefficient de dispersion  $\lambda_{e_1}$  et par suite la réactance  $X_{\sigma e_1}$  auraient pour valeurs:

$$X_{\sigma e1} = 1,58 \times 50 \times \frac{96^2}{2.3} \times 15,49 \times 10^{-2} \times 1,453 \times 10^{-5} = 0,27 \Omega$$

b ) Dispersion différentielles.

La réactance causée par la dispersion des champ harmoniques où dispersion différentielle est donnée par relation :

$$X_{\sigma d1} = 1,58 \cdot \frac{W_f^2}{P} \cdot l_i \cdot \lambda_{d1} \cdot 10^{-5}$$

$\lambda_{d1}$  : Coefficient de dispersion différentielle; il tient compte de l'influence de chaque harmonique sur la dispersion de champ de couplage entre le stator et le rotor -  $\lambda_{d1}$  est donnée par la relation suivante :

$$\lambda_{d1} = \frac{m_1}{\pi^2} \cdot \frac{\tau}{K_s \cdot \delta'} \cdot \sum_{v=1}^{\infty} \left( \frac{K_{wv}}{v} \right)^2$$

Avec

$K_s$  : coeff de saturation

$\delta'$  : entrefer fictif

$m_1 = 3$  : nombre de phases du stator

$K_w$  est le facteur d'enroulement pour l'harmonique de rang  $v$ .

La somme  $\sum \left( \frac{K_{wv}}{v} \right)^2$  est donnée en fonction du raccourcissement du pas par la ( fig ).

Dans notre cas :  $\frac{y}{\tau} = \frac{7}{9} = 0,78 \Rightarrow \sum_{v=1}^{\infty} \left( \frac{K_{wv}}{v} \right)^2 = 0,009$

il en résulte:

$$\lambda_{d1} = \frac{3}{(3,14)^2} \cdot \frac{13,35}{1,378 \cdot 0,481 \cdot 10^{-1}} \cdot 0,009 = 0,55$$

$$X_{\sigma d1} = 1,58 \times 50 \times \frac{96^2}{2} \times 15,49 \times 10^{-2} \times 0,55 \times 10^{-5} = 0,31 \Omega$$

c ) Dispersion frontale

La réactance frontale due au flux de dispersion dans les têtes des bobines est donnée par la relation :

$$X_{\sigma f1} = 1,58 f \frac{W_f^2}{P q_1} l_{f1} 10^{-5}$$

$l_{f1}$  : longueur frontale de la bobine statorique.

$\lambda_{f1}$ : Coefficient de dispersion différentielle, le calcul du coefficient  $\lambda_{f1}$  ne peut être effectué que de façon approximative car le parcours des lignes de dispersions autour des têtes de bobines se présente sous la forme de courbes compliquées.

Pour un enroulement à deux étages :

$$\lambda_{f1} = K_f \frac{\tau}{l_i} q_1 \frac{3 \frac{y_1}{\tau} - 1}{2} \quad \text{avec } K_f = 0,57$$

$l_i$  : longueur idéale

$q_1$  : nombre d'enc / ph / pôle

$$\lambda_{f1} = 0,57 \times \frac{13,35}{15,49} \cdot 3 \cdot \frac{3 \frac{7}{9} - 1}{2} = 0,981$$

La réactance  $X_{\sigma f1}$  est :

$$X_{\sigma f1} = 1,58 \cdot 50 \cdot \frac{96^2}{2,3} \cdot 22,7 \cdot 10^{-2} \cdot 0,987 \cdot 10^{-5} = 0,27 \Omega$$

d) Réactance de fuite totale au stator.

En conclusion, une détermination exacte de la dispersion rencontre de très grandes difficultés; aussi les calculs précédents sont approximatifs, mais simples et pratiquement utilisable.

Etant donné qu'on a distingué trois dispersions dans le stator de la machine, la réactance de fuite totale résulte de ses trois termes.

$$X_{\sigma 1} = 1,58 f \frac{w_1^2}{p q_1} l_i \left( \lambda_e + \lambda_{\delta 1} \cdot q_1 + \frac{l_{f1}}{l_i} \lambda_{f1} \right) \cdot 10^{-5}$$

$$X_{\sigma 1} = X_{\sigma e1} + X_{\sigma \delta 1} + X_{\sigma f1}$$

$$X_{\sigma 1} = 0,27 + 0,31 + 0,27 = 0,85 \Omega$$

2) Réactance de fuites au rotor.

De même que pour le stator, la réactance globale  $X_{\sigma 2}$  des fuites dans le rotor correspond à trois dispersions, de même nature que les précédentes.

$$X_{\sigma 2} = 1,58 f \frac{w_2^2}{p q_2} l_i \left( \lambda_{e2} + q_2 \cdot \lambda_{\delta 2} + \frac{l_{f2}}{l_i} \lambda_{f2} \right) \cdot 10^{-5}$$

où  $\lambda_{e2}$ ,  $\lambda_{\delta 2}$  et  $\lambda_{f2}$  désignent respectivement les coefficients de dispersions (ou perméances) d'encoche, différentielle et frontale;  $W_2$  et  $q_2$  sont : le nombre de spires par phase et le nombre d'encoches par phase et par pôle du rotor.

Calculons les coefficients de dispersion:

$$a) \lambda_{e2} = 0,62 + \frac{2h_1}{3d_1 + d_2} + \frac{h_4}{b_s}$$

$\lambda_{e2}$  est donné en fonction des dimensions de l'encoche. ( fig. )

$$\lambda_{e2} = 0,62 + \frac{2 \times 14,3}{3 \times 11 + 5,3} + \frac{3,9}{3,54} = 2,468$$

$$b) \lambda_{\delta 2} = \frac{m_2}{\pi^2} \frac{\tau}{k_s \delta'} \sum_{v=1}^{\infty} \left( \frac{K_{wv}}{v} \right)^2$$

$m_2$  est le nombre de phases du rotor.

Sachant que l'enroulement rotorique est à pas total = 1

$$\frac{y_2}{\tau} = 1 \Rightarrow \sum_{v=1}^{\infty} \left( \frac{K_{wv}}{v} \right)^2 = 0,0265$$

$$\lambda_{\delta 2} = \frac{3}{(3,14)^2} \cdot \frac{13,35}{1,378 \times 0,481 \cdot 10^{-1}} = 0,0265 = 1,624$$

$$c) \lambda_{f2} = k_f \frac{\tau}{l_i} q_2 \frac{3 \frac{y_2}{\tau} - 1}{2}$$

L'enroulement étant en deux couches :  $K_f = 0,57$

$$\lambda_{f2} = 0,57 \cdot \frac{13,35}{15,49} \cdot 2 \cdot \frac{3 - 1}{2} = 0,982$$

La réactance totale due aux différentes dispersions a pour valeur.

$$X_{\sigma 2} = 1,58 \times 60 \frac{48^2}{2 \times 2} \times 15,49 \cdot 10^{-2} (2,468 + 1,624 \times 2 + 22,7 \times 0,982) 10^{-5}$$

$$= 0,5 \Omega$$

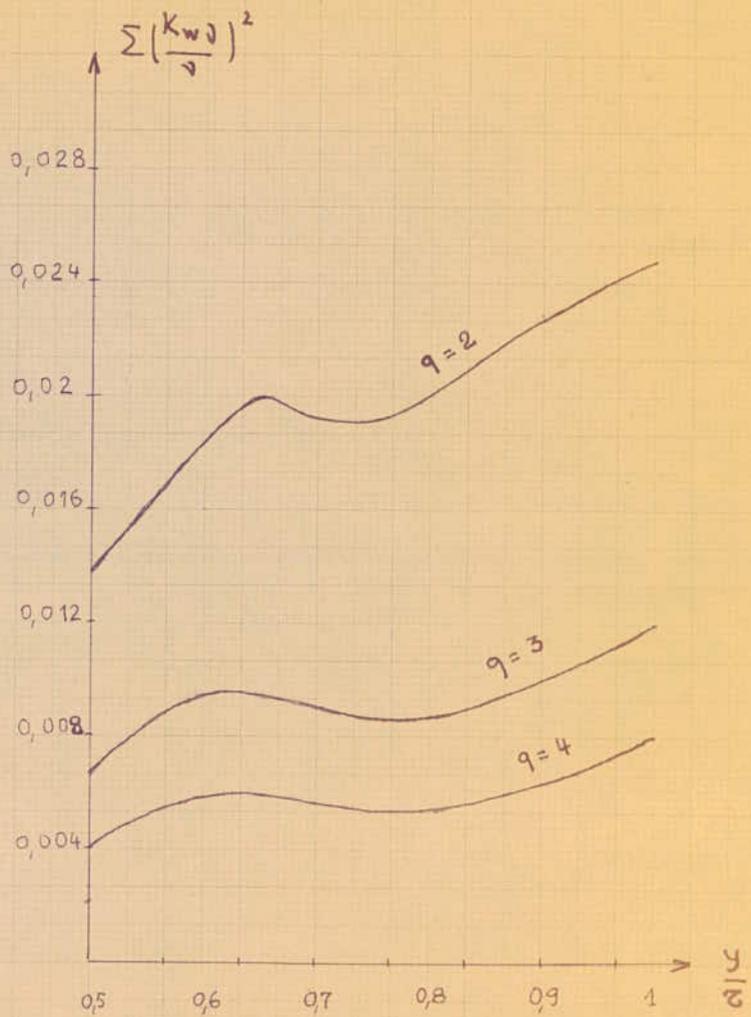
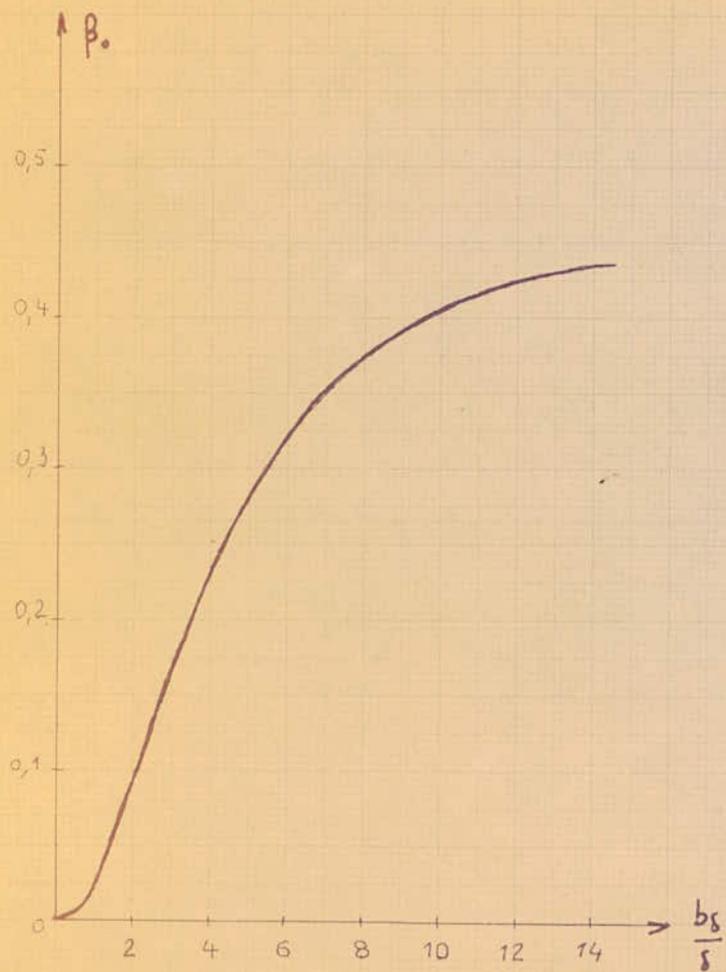
### Réactance utile

Elle est définie comme suit :

$$X_{u1} = \frac{U_{1f}}{I_m} - X_{\sigma 1}$$

Avec  $U_{1f}$  : tension par phase

$I_m$  : courant magnétisant



La réactance utile est donc la réactance globale du moteur diminuée de  $X_{\sigma 1}$  correspondant aux fuites dans le stator.

$$X_{u1} = \frac{220}{7,9} - 0,85 = 27 \Omega$$

### 2 - 3 Pertes et rendement.

Dans cette partie du calcul on se propose de déterminer toutes les pertes produites dans le circuit magnétique, les enroulements et dans les parties mécaniques ( frottement sur les paliers, ventilation ...). Pour avoir un meilleur rendement et un glissement convenable, la somme de ces pertes doit être la plus petite possible.

Plus les pertes sont petites et plus le problème de l'échauffement est facile à résoudre avec un minimum de frais.

La plus grande partie de ces pertes est causée par les pertes joule dans les enroulements statoriques et rotoriques. Pour les pertes dans le fer ( dans le circuit magnétique ), on distingue les pertes fer de base et les pertes supplémentaires.

a ) Pertes dans le fer.

1 ) Pertes de base dans le fer.

l'origine de ces pertes est :

a ) l'énergie nécessaire à l'alimentation cyclique du fer.

( pertes par hysteresis ).

b ) les courants de Foucault ( pertes par courant de Foucault )

- Hysteresis :

$$P_H = \eta \cdot f \cdot B^{1,5} \quad \text{où } f : \text{fréquence du champ tournant.}$$

B : l'induction magnétique.

$\eta$  : coeff. caractérisant le matériel.

( spécifique pour chaque type de tôle )

une autre relation utilisée couramment dans la construction des machines électriques

est :

$$P_H = ( a B + b B^2 ). \quad a \text{ et } b : \text{déterminables pour chaque type de tôle.}$$

une approximation de ces pertes pour les grandes valeurs de B est :

$$P_H = \sigma_H \cdot f \cdot B^2 \quad \text{et où } \sigma_H = b \text{ est déterminé expérimentalement.}$$

La réactance utile est donc la réactance globale du moteur diminuée de  $W X_{\sigma 1}$  correspondant aux fuites dans le stator.

$$X_{u1} = \frac{220}{7,9} - 0,85 = 27 \Omega$$

### 2 - 3 Pertes et rendement.

Dans cette partie du calcul on se propose de déterminer toutes les pertes produites dans le circuit magnétique, les enroulements et dans les parties mécaniques ( frottement sur les paliers, ventilation ... ). Pour avoir un meilleur rendement et un glissement convenable, la somme de ces pertes doit être la plus petite possible.

Plus les pertes sont petites et plus le problème de l'échauffement est facile à résoudre avec un minimum de frais.

La plus grande partie de ces pertes est causée par les pertes joules dans les enroulements statoriques et rotoriques. Pour les pertes dans le fer ( dans le circuit magnétique ), on distingue les pertes fer de base et les pertes supplémentaires.

- a ) Pertes dans le fer.
- 1 ) Pertes de base dans le fer.

l'origine de ces pertes est :

- a ) l'énergie nécessaire à l'alimentation cyclique du fer.  
( pertes par hystérésis ).
- b ) les courants de Foucault ( pertes par courant de Foucault )

Hystérésis est :

$$P_H = \eta f B^{1,5} \quad \text{où} \quad \begin{array}{l} f : \text{fréquence du champ tournant.} \\ B : \text{l'induction magnétique.} \\ \eta : \text{coeff. caractérisant le matériel.} \end{array}$$

(spécifique pour chaque type de tôle)

une autre relation utilisée couramment dans la construction des machines électriques est :

$$P_H = ( a B + b B^2 ). \quad \text{a et b : déterminable pour chaque type de tôle.}$$

une approximation de ces pertes pour les grandes valeurs de B est :

$$P_H = \sigma_H \cdot f \cdot B^2 \quad \text{et où } \sigma_H = b \text{ est déterminé expérimentalement.}$$

b) une relation générale de calcul des pertes par courant de Foucault est donnée par :

$$P_H = \frac{\pi \cdot f^2 \cdot B^2 \cdot \Delta^2}{6 \cdot \rho \cdot \gamma}$$

où :  $\Delta$  : épaisseur de la tôle

$\rho$  : résistivité de la tôle

$\gamma$  : poids spécifique de la tôle

De cette relation on voit l'intérêt d'utiliser des tôles d'épaisseurs réduites.

Le plus souvent, la relation est mise sous une forme plus simple pour une tôle d'épaisseur donnée.

$$P_H = \sigma_F \cdot f^2 \cdot B^2$$

$$\sigma_F = \frac{\pi \Delta^2}{6 \rho \gamma} \text{ est une caractéristique de la tôle.}$$

Les pertes de base par unité de masse seront :

$$P_{F_e} = P_H + P_F = (\sigma_H + \sigma_F) \cdot f \cdot B^2$$

Pour une fréquence donnée, la relation peut s'écrire.

$$P_{F_e} = \sigma_{F_e} \cdot B^2$$

$\sigma_{F_e}$  est fonction de la saturation des tôles.

Afin de simplifier le calcul des pertes, les constructeurs donnent directement  $P_{F_e}$  pour différentes inductions ( tableau ) à partir de ces pertes spécifiques  $P_{F_e}$  le calcul des pertes de base dans le fer s'obtient à partir de la relation :

$$P_{F_e} = K_P \cdot P_{F_e} \cdot G_{F_e}$$

$K_P$  est un coeff. de majoration des pertes, dû aux travaux technologiques.

$G_{F_e}$  : Le poids de la partie du circuit magnétique considérée et pour laquelle l'induction magnétique est considérée constante.

Dans le stator on distingue deux parties pour les quelles l'induction est constante :

- la partie dentée
- la culasse

1 - 1 Pertes fer dans les dents du stator :  $P_{Fed_1}$

$$\text{d'après ( ... ) , } P_{Fed_1} = K_p \cdot P_{Fe} \cdot G_{Fe} z_1$$

Pour la partie dentée du stator, le coefficient de majoration  $K_p$  est prise égal à 1,8.

L'induction dans les dents étant égale à 1,47 T. le tableau ( ) nous donne  $P_{Fe} = 5,34 \text{ W / kg}$ .

Le poids de la partie dentée de la culasse est :

$$G_{Fed_1} = Z_1 \cdot h_{d_1} \cdot b_{d_1} \cdot l_{fe} \cdot \gamma$$

$$\gamma \text{ le poids spécifique du fer } = 7,84 \text{ kg / dm}^3.$$

Le calcul de  $G_{Fed_1}$  donne :

$$G_{Fed_1} = 36 \cdot 2,52 \cdot 0,85 \cdot 14,4 \cdot 7,84 \cdot 10^{-3} = 8,705 \text{ kg.}$$

Les pertes fer dans les dents seront alors :

$$P_{Fed_1} = 1,8 \cdot 5,34 \cdot 8,705 = 83,673 \text{ W.}$$

1 - 2 Pertes fer dans la culasse du stator :  $P_{Fe}$

Pour la culasse  $K_p$  est égal à 1,5.

D'autre part l'induction dans la culasse est de 1,3 T , les pertes spécifiques prises dans le tableau ( ) sont alors : 4,22 W/kg

Calcul du poids de la culasse  $G_{Fej_1}$  :

$$G_{Fej_1} = S_{Fej_1} \cdot l_{Fe} \cdot \gamma$$

Où  $S_{Fej_1}$  est la section transversale de la culasse :

$$\begin{aligned} S_{Fej_1} &= \frac{D_{\text{ext}}^2}{4} - \frac{(D_i + 2 h_{d_1})^2}{4} \\ &= \frac{3,14}{4} \cdot 28^2 - \frac{(17 + 2 \cdot 2,52)^2}{4} = 234,12 \text{ cm}^2 \end{aligned}$$

$$\text{d'où } G_{Fej_1} = 234,12 \cdot 10^{-2} \cdot 14,4 \cdot 10^{-1} \cdot 7,84 = 26,431 \text{ kg}$$

Les pertes fer dans la culasse d'après l'eq. ( ) seront :

$$P_{Fej_1} = 1,5 \cdot 4,22 \cdot 26,431 = 167,308 \text{ W.}$$

Les pertes totales de base dans le fer s'obtiennent en faisant la somme des pertes dans les deux parties du stator.

$$\begin{aligned} P_{\text{Feb}} &= P_{\text{Fed1}} + P_{\text{Fej1}} \\ &= 83,673 + 167,308 = 250,981 \text{ W.} \end{aligned}$$

### 1 - 3 Pertes de base dans le fer du rotor.

Ces pertes sont négligeables vu que la fréquence du champ magnétique dans le rotor est très faible.

Cette fréquence est d'environ 1 à 2 Hz

### 1 - 4 Pertes supplémentaires dans le fer.

Dans cette partie nous ne considérons que les pertes superficielles et les pertes par pulsation du flux dans les dents.

#### 1 ) Pertes superficielles dans le stator produits par le rotor : $P_{S1}$ .

Lorsque les deux parties d'une machine tournante sont dotées d'encoches ouvertes ou semi-ouvertes ( cas de notre serie de machines ), des pertes superficielles apparaissent dans chacun des parties, du fait des encoches de l'autre.

Pour le stator, ces pertes peuvent être calculées au moyen de l'équation suivante.

$$P_{S1} = 2 p \tau \frac{t_1 - b_{\delta 1}}{t_1} \cdot l_{\text{Fe}} \cdot P_{SS1}$$

$P_{SS1}$  : les pertes spécifiques de surface du stator en  $\text{W} / \text{m}^2$   
elles se calculent d'après l'équation :

$$P_{SS1} = 0,5 K_0 \left( \frac{z_2 \cdot \eta}{10^4} \right)^{1,5} \cdot (10 \cdot B_{o2} \cdot t_2)^2$$

-  $K_0$  : coefficient tenant compte de la nature du stator pour les pièces en tôles  $K_0 = 2,5$ .

$B_{o2}$  : est l'amplitude des oscillations du champ dans l'entrefer, il est donné par la relation :

$$B_{o2} = \beta_{o2} \cdot K_{c1} \cdot B_{\delta}$$

$\beta_{o2}$  est un coefficient tenant compte du rapport entre l'ouverture  $b_{\delta 2}$  de l'encoche rotorique et l'entrefer  $\delta$ .

Aussi bien pour le stator ( $\beta_{02}$ ) que le rotor ( $\beta_{01}$ ). Le coefficient est donné par le graphe...

Pour le stator.

$$\frac{b_{\delta 2}}{\delta} = \frac{3,34}{0,37} = 9,027$$

Le graphe... nous donne pour cette valeur  $\beta_{02} \approx 0,39$ .

$$\text{Donc } B_{02} = 0,39 \cdot 1,17 \cdot 0,785 = 0,358 \text{ T}$$

Les pertes spécifiques sont alors :

$$P_{ss1} = 0,5 \cdot 2,5 \cdot 24.1500^{1,5} (10 \cdot 0,358 \cdot 2,21)^2 = 534,459 \text{ W/m}^2$$

D'où finalement.

$$P_{s1} = 2 \cdot 2 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{1,48 - 0,334}{1,48} \cdot 13,41 \cdot 10^{-2} \cdot 534,459 = 31,82 \text{ W}$$

## 2) Pertes superficielles dans le rotor produites par le stator : $P_{s2}$ .

Comme pour le stator, les pertes sont calculées à partir d'une équation de la même forme que celle de  $P_{s1}$ .

$$P_{s2} = 2_p \tau \cdot \frac{t_2 - b_{\delta 2}}{t_2} \cdot l_{Fe} \cdot P_{ss2} \quad (\text{I-45})$$

$P_{ss2}$  étant les pertes spécifiques de surface du rotor, elles se calculent de la même manière que celles du stator.  $P_{ss2}$  est alors donné en  $\text{W/m}^2$  par la relation :

$$P_{ss2} = 0,5 k_0 \left( \frac{z_1 \cdot n}{10^4} \right)^{1,5} (10 \cdot B_{01} \cdot t_1)^2$$

Le rotor étant fait aussi d'un paquet de tôles,  $K_0 = 2,5$

$$B_{01} = \beta_{01} \cdot K_{c2} \cdot B_{\delta} \quad (\text{I-46})$$

$$\text{Pour le rotor. } \frac{b_{\delta 2}}{\delta} = \frac{3,34}{0,37} = 9,027$$

En ayant les mêmes ouvertures d'encoches pour le stator et pour le rotor, le coefficient est le même que  $\beta_{02}$ .

$$\beta_{01} = \beta_{02} = 0,39$$

$$\text{alors : } B_{01} = 0,39 \cdot 1,112 \cdot 0,785 = 0,34 \text{ T}$$

Le calcul de  $P_{ss_2}$  donne alors :

$$P_{ss_2} = 0,5 \cdot 2,5 \cdot \left( \frac{36 \cdot 1500}{10^4} \right)^{1,5} (10 \cdot 0,34 \cdot 1,48)^2 = 397,17 \text{ W/m}^2$$

Les pertes  $P_{s_2}$  seront finalement :

$$P_{s_2} = 2 \cdot 2 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \frac{2,21 - 0,334}{2,21} \cdot 14,4 \cdot 10^{-2} \cdot 397,17 = 25,943 \text{ W}$$

#### Pertes par pulsation du flux dans les dents.

Pour la machine asynchrone, l'induction dans les dents varie avec la position respective de celles-ci. Les oscillations du flux consécutives à ce phénomène, causent des pertes supplémentaires appelées : pertes par pulsation du flux dans les dents.

Pour calculer ces pertes par pulsation dans le stator et dans le rotor, il est nécessaire de connaître les amplitudes  $B_{p1}$  et  $B_{p2}$  des pulsations de l'induction dans les dents, respectivement statoriques et rotoriques.

#### Perte par pulsation dans les dents du stator : $P_{p1}$

Une équation générale de calcul de  $P_{p1}$  est donnée par :

$$P_{p1} = 0,14 \left[ \frac{Z_2 \cdot n}{10^3} \cdot B_{p1} \right]^2 G_{Fed1}$$

$$B_{p1} = \frac{\gamma_2 \delta'}{2 t_1} \cdot B_{d1}$$

$$\delta' = K_c \delta = 0,481 \text{ mm.}$$

$$\text{d'où : } B_{p1} = \frac{5,81 \cdot 0,481}{2 \cdot 14,8} \cdot 1,47 = 0,139 \text{ T}$$

L'application numérique de l'équation ( .... ) donne alors :

$$P_{p1} = 0,14 \left[ \frac{24 \cdot 1500}{10^3} \cdot 0,139 \right]^2 \cdot 8,705 = 30,516 \text{ W}$$

#### Pertes par pulsation dans les dents du rotor : $P_{p2}$

$$P_{p2} = 0,14 \left[ \frac{Z_1 \cdot n}{10^3} \cdot B_{p2} \right]^2 \cdot G_{Fed2}$$

l'amplitude  $B_{p2}$  des pulsations de l'induction dans les dents du rotor est :

$$B_{p2} = \frac{\gamma_1 \delta'}{2t_2} \cdot Bd_2$$

$$= \frac{5,81 \cdot 0,481}{2 \cdot 22,1} \cdot 1,65 = 0,104$$

Le poids  $G_{Fed_2}$  des dents du rotor se calcule comme suit :

$$G_{Fed_2} = 24h \cdot hd_2 \cdot bd_2 \cdot l_{Fe} \cdot \gamma$$

$$= 24 \cdot 3,06 \cdot 1,09 \cdot 14,41 \cdot 7,84 \simeq 9037 \text{ g.}$$

$$G_{Fed_2} = 9,037 \text{ kg}$$

Le calcul des pertes  $P_{P2}$  nous donne alors :

$$P_{P2} = 0,14 \left[ \frac{36 \cdot 1500}{10^3} \cdot 0,104 \right]^2 \cdot 9,037 = 39,903 \text{ W}$$

En conclusion et en tenant compte de toutes les pertes dans le fer : pertes de bases et pertes supplémentaires.

$$\text{ou a : } P_{Fe} = P_{Feb} + P_{s*} + P_{P1} + P_{s2} + P_{P2}$$

$$= 250,981 + 31,820 + 30,516 + 25,943 + 39,903$$

$$= 379,163 \text{ W}$$

b ) Pertes joule :

Pour un enroulement de résistance  $R$ , les pertes joule produites par un courant  $I$  sont égales à :  $P_{cu} = R I^2$ .

Cette équation suppose que le courant  $I$  est réparti uniformément dans toute la section du conducteur, comme c'est le cas du courant continu. Si  $I$  est un courant alternatif, le cas de notre machine, l'équation n'est plus exacte et les pertes deviennent plus grandes du fait de l'augmentation de  $R$ .

On tient compte de ce phénomène en multipliant les pertes par un coefficient de majoration  $K_p$ .

Pour les petites machines, une valeur pratique prise d'après l'expérience de construction est  $K_p = 1,02$ .

1 ) Pertes joules dans les enroulements du stator.

$$P_{cu1} = K_p \cdot m_1 \cdot R_1 I_1^2$$

$$= 1,02 \cdot 3 \cdot 0,28 \cdot (23,35^2) = 467,147 \text{ W}$$

Ces pertes sont calculées pour les 3 phases du stator.

2 ) Pertes joules dans les enroulements du rotor.

De même que pour le stator, pour les 3 phases de l'enroulement rotorique:

$$P_{cu2} = K_p \cdot m_2 \cdot R_2 I_2^2$$

$$= 1,02 \cdot 3 \cdot 0,09 \cdot (36,82)^2 = 373,363 \text{ W}$$

c ) Pertes (mécaniques, par ventilation et par frottement)

Ces pertes sont désignées par  $P_{m,v,f}$  et tiennent compte, comme nous l'avons dit au 1<sup>o</sup> paragraphe, des frottements sur les paliers, des pertes dues à la ventilation et des pertes mécaniques.

Pour notre série de puissances, ces pertes sont estimées à 1,5 % de la puissance nominale de la machine  $P_n$

$$\text{d'où } P_{m,v,f} = 1,5 P_n = 165 \text{ W.}$$

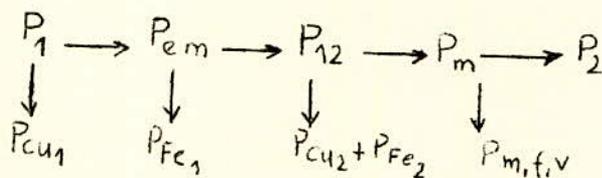
La somme de toute ces pertes nous donne la valeur des pertes totales produites dans les différents parties de la machine.

$$P = P_{Fe} + P_{cu1} + P_{cu2} + P_{m,v,f}$$

$$= 379,163 + 467,147 + 373,363 + 165 = 1383,480 \text{ W}$$

à partir de ces différents pertes nous allons pouvoir déterminer le rendement nominal  $\eta_n$  et le glissement nominal  $g_n$  de la machine pour ce-la établissons d'abord le bilan énergétique de la machine.

Bilan énergétique :



- P<sub>1</sub> :  $3U_1 I_1 \cos\phi$  puissance absorbée par la machine.
  - P<sub>em</sub> : puissance électromagnétique.
  - P<sub>12</sub> : Puissance transmise au rotor
  - P<sub>m</sub> : Puissance mécanique
  - P<sub>2</sub> : Puissance utile sur l'arbre
- $$P_2 = \eta P_1$$

Rendement :

$$\eta_n = \frac{P_1 - \sum P}{P_1} = 1 - \frac{\sum P}{P_2 + \sum P}$$
$$= 1 - \frac{\sum P}{P_2 + \sum P}$$

Le calcul nous donne une valeur du rendement égale à :

$$\eta_n = 1 - \frac{1383,480}{11000 + 1383,480} = 0,888 \text{ soit } 88,8 \%$$

Glissement nominal de la machine.

Une relation de calcul du glissement de la machine en fonction des pertes est donnée par :

$$P_{cu2} = \xi_n P_{12}$$

$$P_{12} = P_2 + P_{cu2} + P_{m,v,f} + P_{Fe2}$$

$$= 11000 + 373,363 + 165 + 25,943 + 39,903$$

$$= 11604,209 \text{ W}$$

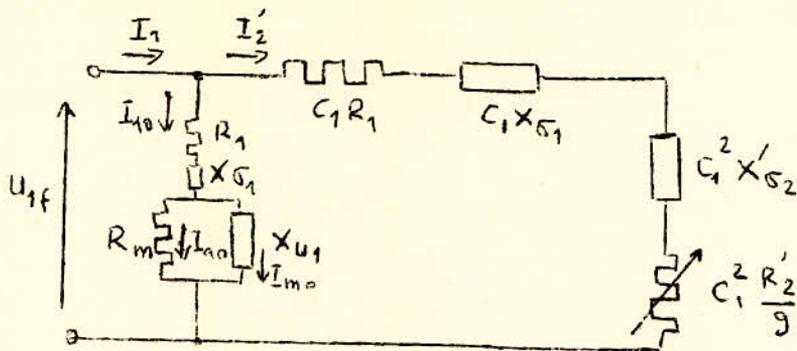
$$\text{d'où } \xi_n = \frac{P_{cu2}}{P_{12}} = \frac{373,363}{11604,209} = 0,032$$

$$\xi_n = 3,2 \%$$

Essayons maintenant d'obtenir les schémas équivalents en et en T nécessaires à obtenir les équations de la machine pouvant donner les caractéristiques.

Schéma équivalent en de la machine.

Le schéma équivalent en d'un moteur asynchrone, avec toutes les granteurs ramenées au primaire ( stator ) permet de montrer en particulier la résistance  $R_m$  équivalente aux pertes fer et la réactance utile  $t$  ( on magnétisante ) correspondant au courant magnétisant  $I_m$ .



A ce stade du calcul nous rappelon les valeurs des principaux paramètres des enroulements

$$\begin{aligned}
 R_1 &= 0,28 \, \Omega & I_1 &= 23,35 \, \text{A} \\
 X_{\sigma 1} &= 0,85 \, \Omega & I_m &= 7,9 \, \text{A} \\
 X_u &= 2i \, \Omega & I_2 &= 36,38 \, \text{A} \\
 R_2 &= 0,09 \, \Omega \\
 X'_{\sigma 2} &= 0,47
 \end{aligned}$$

Determination des grandeurs ramenées

- Résistance ramenée  $R_2'$

$$R_2' = \frac{m_1}{m_2} \left( \frac{W_1 \cdot K_{w1}}{W_2 \cdot K_{w2}} \right)^2 R_2$$

$$R_2' = \frac{3}{3} \left( \frac{96 \cdot 0,901}{48 \cdot 0,965} \right)^2 \cdot 0,09 = 0,31 \, \Omega$$

- Réactance ramenée  $X'_{\sigma 2}$  :

$X_{\sigma 2}$  est la réactance globale correspondante aux dispersions rotoriques

$$X'_{\sigma 2} = \frac{m_1}{m_2} \left( \frac{W_1 \cdot K_{w1}}{W_2 \cdot K_{w2}} \right)^2 \cdot X_{\sigma 2}$$

$$= \frac{3}{3} \left( \frac{96 \cdot 0,901}{48 \cdot 0,965} \right)^2 \cdot 0,47 = 1,64 \, \Omega$$

- Calcul du coefficient  $C_1$

$$C_1 = 1 + \frac{X_{\sigma 1}}{X_u} = 1 + \frac{0,85}{27} = 1,031$$

- Sachant que dans un fonctionnement à vide, la puissance active absorbée par le moteur correspond aux pertes fer et mécaniques, la composante active  $I_{ao}$  du courant  $I_{10}$  à vide est :

$$I_{ao} = \frac{P_{Fe} + P_{m,v,f}}{M_1 V_{1f}} = \frac{379,84 + 169}{3 \cdot 220} = 0,83 \text{ A}$$

Le courant  $I_{10}$  de marche à vide aurait pour intensité.

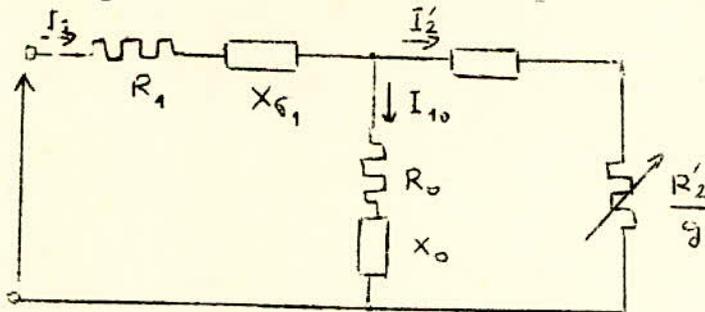
$$I_{10} = \sqrt{I_{ao}^2 + I_{mo}^2} = \sqrt{7,9^2 + 0,83^2} = 7,94 \text{ A}$$

- La résistance  $R_m$  équivalente à ses pertes est donnée par l'équation évidente de la maille en question.

$$R_m = X_u \cdot \frac{I_m}{I_{oa}} = 27 \cdot \frac{7,9}{0,83} = 256,98 \ \Omega$$

\* Schéma équivalent en T de la machine

Pour déterminer les caractéristiques et les performances de la machine le schéma équivalent en T du moteur d'impose :



Le passage du schéma en  $\Gamma$  au schéma en T s'effectue à l'aide des transformations nécessaires parmi lesquelles :

$$R_o = \frac{X_n^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2} = \frac{27^2 \cdot 256,98}{27^2 + 256,98^2} = 2,01 \ \Omega$$

$$X_o = \frac{X_n R_m^2}{X_n^2 + R_m^2} = \frac{27 \cdot 256,98^2}{256,98^2 + 27^2} = 26,70 \ \Omega$$

\* Equation de fonctionnement

Les équations de fonctionnement de la machine sont obtenues en écrivant les lois des deux mailles constituant le montage.

$$\bar{U}_{1f} = (R_1 + j X_1 + R_0 + j X_0) \bar{I}_1 - (R_0 + j X_0) \bar{I}_2 \quad (1)$$

$$0 = \bar{I}_2' (R_2 + j X_{\sigma 2}' + R_0 + j X_0) - (R_0 + j X_0) \bar{I}_1 \quad (2)$$

L'écriture de ces équations est en complexe, l'équation (2) permet d'obtenir le courant rotorique ramené:

$$\bar{I}_2' = \frac{R_0 + j X_0}{R_0 + \frac{R_2'}{g} + j (X_0 + X_{\sigma 2}')} \bar{I}_1 \quad (3)$$

En substituant cette expression dans la première équation, on obtient la relation liant le courant et la tension par phase.

$$\bar{U}_{1f} = \left[ R_1 + R_0 + j (X_0 + X_{\sigma 1}) - \frac{(R_0 + j X_0)^2}{R_0 + \frac{R_2'}{g} + j (X_0 + X_{\sigma 2}')} \right] \bar{I}_1$$

$$\bar{U}_{1f} = \frac{\left[ R_0 + R_1 + j (X_0 + X_{\sigma 1}) \right] \left[ R_0 + \frac{R_2'}{g} + j (X_0 + X_{\sigma 2}') \right] - (R_0 + j X_0)^2}{R_0 + \frac{R_2'}{g} + j (X_0 + X_{\sigma 2}')}$$

$$\bar{I}_1 = \bar{U}_{1f} \frac{(R_0 + \frac{R_2'}{g}) + j (X_0 + X_{\sigma 2}')}{(R_0 + R_1) (R_0 + \frac{R_2'}{g}) - (X_0 + X_{\sigma 1}) (X_0 + X_{\sigma 2}') - R_0^2 + X_0^2 + j X_0 X_1} + \dots$$

$$+ \dots (R_0 + R_2) + (R_0 + R_1)(X_0 + X_1) - 2R_0 X_0$$

Cette expression peut secrire sous la forme :

$$\bar{I}_1 = \bar{U}_{1f} \frac{a + j b}{c + j d}$$

$$\text{Avec } a = R_0 + \frac{R_2'}{g} = 2,81 + \frac{0,31}{g}$$

$$b = X_0 + \frac{X_{\zeta 2}'}{g} = 27 + 1,64 = 28,64$$

$$c = (R_0 + R_1) \left( R_0 + \frac{R_2'}{g} \right) - (X_{\zeta 1} + X_0) \left( \frac{X_{\zeta 2}'}{g} + X_0 \right) - R_0^2 + X_0^2$$

$$c = \frac{R_2'}{g} (R_0 + R_1) + R_0 \frac{R_1}{g} - X_{\zeta 2}' (X_0 + X_{\zeta 1}) - X_0 X_{\zeta 1}$$

$$c = \frac{0,31}{g} (2,81 + 0,28) + 2,81 \cdot 0,28 - 1,64 (26,7 + 0,85) - 26,7 \cdot 0,85$$

$$c = \frac{0,96}{g} - 67,08$$

$$d = (X_0 + X_{\zeta 1}) \left( R_0 + \frac{R_2'}{g} \right) + (R_0 + R_1) \left( \frac{X_{\zeta 2}'}{g} + X_0 \right) - 2 R_0 X_0$$

$$d = 0,31 (26,7 + 0,85) + 1,64 (2,81 + 0,28) + 26,7 \cdot 0,28 + 2,81 \cdot 0,85$$

$$d = \frac{8,63}{g} + 14,93$$

## 2 - 4 Caractéristiques :

\* Le courant statorique  $I_1$  a pour intensité

$$I_1 = U_{1f} \sqrt{\frac{a^2 + b^2}{c^2 + d^2}} ; U_{1f} = 220 \text{ V}$$

\* D'après les notations précédentes le courant ramené  $I_2$  s'écrit

$$\bar{I}_2 = \frac{R_0 + j X_0}{a + j b} \cdot \bar{I}_1$$

En tenant compte de l'expression de  $I_1$  en fonction de  $a$ ,  $b$ ,  $c$ , et  $d$

$$\bar{I}_2 = \frac{R_0 + j X_0}{a + j b} \cdot \frac{a + j b}{c + j d} \bar{U}_{1f}$$

$$\bar{I}_2 = \frac{R_0 + j X_0}{c + j d} \bar{U}_{1f}$$

$$\text{d'où l'intensité de } I_2' : I_2' = \sqrt{\frac{R_0^2 + X_0^2}{c^2 + d^2}} \cdot U_{1f} = \frac{5906,44}{\sqrt{c^2 + d^2}}$$

Le courant réel pour phase dans le rotor est :

$$I_2 = \frac{W_1 \cdot KW_1}{W_2 \cdot KW_2} \cdot \frac{m_2 I_2}{m_1} = \frac{3}{3} \cdot \frac{96 \cdot 0,901}{48 \cdot 0,965} \cdot \frac{5906,44}{c^2 + d^2} = \frac{11029,43}{c^2 + d^2}$$

Le calcul des intensités des courants statoriques et rotoriques de la machine est nécessaire car les autres caractéristiques sont fonction de ces courants.

\* Pertes cuivre

Les courbes de variation des pertes cuivre en fonction des courants  $I_1$  et  $I_2$  sont données par les équations.

$$\text{Stator : } P_{cu1} = K_p m_1 R_2 I_1^2$$

$$P_{cu1} = 1,02 \cdot 3 \cdot 3 \cdot 0,28 I_1^2 = 0,86 I_1^2$$

$$\text{Rotor : } P_{cu2} = K_p m_2 \cdot R_2 I_2^2$$

$$P_{cu2} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,09 I_2^2 = 0,275 I_2^2$$

\* Puissance transmise.

La puissance transmise par le stator au rotor est donnée par:

$$P_{12} = \frac{P_{cu2}}{g}$$

\* Couple.

Le moment du couple électromagnétique, ou couple transmis au rotor est:

$$M = \frac{P_{12}}{2 \cdot \pi \cdot f} = \frac{P_{12}}{157}$$

Les caractéristiques sont obtenues en donnant différentes valeurs au glissement  $g$ , on obtient ainsi point par point le tracé de ces courbes.

Ces résultats sont récapitulés dans le tableau ... et l'allure des courbes par les graphes.

\* Facteur de puissance.

Le facteur de puissance du moteur en fonction des paramètres  $a$ ,  $b$ ,  $c$ , et  $d$ , déjà définis, c'est à dire en fonction du glissement est :

$$\cos \varphi_1 = \frac{a c + b d}{\sqrt{(a^2 + b^2)(c^2 + d^2)}}$$

\* Puissance absorbée par le moteur :

$$P_1 = 3 \cdot U_{1f} \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_1$$

$$P_1 = 3 \cdot 220 \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_1 = 660 I_1 \cos \varphi_1$$

\* Rendement :

$$\eta_n = 1 - \frac{\sum P}{P_1}$$

La somme des pertes  $\sum P$  dans le moteur est variable avec le glissement du fait que les pertes cuivre le sont.

$$\sum P = P_{cu1} + P_{cu2} + P_{Fe} + P_{m,v,f}$$

L'allure de ces caractéristiques est donnée par le tableau récapitulatif est les graphes . fig . . . . .

## 2 - 5 Diagramme du cercle

Le diagramme du cercle ( ou des courants ) sert aussi comme le calcul précédent caractéristiques de la machine a synchrone. Il est généralement établi à partir de deux points expérimentaux, définis par :

→ Courant de marche à vide  $I_{10}$  : phase et amplitude

→ Courant en court circuit  $I_{1cc}$  : phase et amplitude

C'est à dire le rotor bloqué .

Il peut être construit également, en partant, des données théoriques de la machine .

\* Déterminons alors ces deux points

\* Le courant de marche a vide étant connu, le facteur de puissance correspondant est :

$$\cos \varphi_{10} = \frac{I_{20} \cdot 0,83}{I_{10} \cdot 7,93} = 0,104 \quad \text{ce qui correspond à un déphasage}$$

$$\varphi_{10} = 83^\circ$$

Le courant de court circuit  $I_{1cc}$  dans une phase du stator est obtenu en bloquant le rotor et en alimentant le stator sous une faible tension c'est à dire pour un glissement  $g = 1$ .

A partir du schéma équivalent en  $\Gamma$  de la machine, on en tire l'expression de  $I_{1cc}$  :

$$I_{1cc} = \sqrt{(I_{a0} + I_{2cca})^2 + (I_{m0} + I_{2cc}^2)^2}$$

La construction du diagramme du cercle, à partir de la détermination de  $I_{1cc}$  et  $I_{10}$ , est donnée par la figure

Ce diagramme permet d'obtenir; avec une approximation estimée à environ 6 %, les caractéristiques de fonctionnement de la machine, qu'on pourrait comparer avec celles, obtenues par le calcul ( voir tableau ).

Les relations de calcul des caractéristiques ont été tirées à partir du schéma en  $\Gamma$  de la machine et le diagramme du cercle construit à partir du schéma en T .

En réalité les caractéristiques réelles de fonctionnement du moteur, ne peuvent être connu, avec précision qu'après des essais au laboratoire.

Nous nous proposons donc de vérifier les grandeurs nominales de la machine .

$$P_{1n} = 13035 \text{ W}$$

$$P_{12} = 12045 \text{ W}$$

$$P_{2n} = 11088 \text{ W}$$

$$M_n = 76,86 \text{ W}$$

$$I_{1n} = 23,15 \text{ A}$$

$$\cos \varphi_{1n} = 0,855$$

Nous constatons donc, que ces grandeurs correspondent bien à celles obtenues par les calculs.

Avec  $I'_{2cca}$  - composante active du courant rotorique en court circuit ramené !

$I'_{2ccr}$  - composante réactive du courant rotorique en court circuit ramené !

Il est nécessaire de calculer ces deux composantes, Pour cela déterminons d'abord l'intensité du courant de court circuit  $I'_{2cc}$  ramené.

$$I'_{2cc} = \frac{U_{1f}}{\sqrt{(r_1 + r'_2)^2 + (X_{\sigma 1} + X'_{\sigma 2})^2}}$$

$$\text{Avec } r_1 = c_1 R_1 = 1,031 \times 0,28 = 0,288 \approx 0,29 \Omega$$

$$r'_2 = c_1^2 R_2^1 = 1,031^2 \cdot 0,31 = 0,329 \approx 0,33 \Omega$$

$$I'_{2cc} = \frac{220}{\sqrt{(0,29 + 0,33)^2 + (0,85 + 1,64)^2}} = \frac{220}{\sqrt{0,3844 + 6,2}} = 85,73 \text{ A}$$

Le facteur de puissance correspondant est :

$$\cos \varphi_{2cc} = \frac{r_1 + r_2}{(r_1 + r_2)^2 + (X_1 + X_2)^2} = \frac{0,29 + 0,33}{(0,29 + 0,33)^2 + (0,85 + 1,64)^2}$$

Les composantes actives et réactives du courant  $I'_{2cc}$  auront pour intensités :

$$I'_{2cca} = I'_{2cc} \cos \varphi_{2cc} = 85,73 \cdot 0,249 = 21,35 \text{ A}$$

$$I'_{2ccr} = I'_{2cc} \sin \varphi_{2cc} = 85,73 \cdot \sqrt{1 - (0,249)^2} = 83 \text{ A}$$

Le courant de court circuit aurait finalement pour module et pour phase les valeurs données par :

$$I_{1cc} = \sqrt{(0,83 + 21,31)^2 + (7,9 + 83)^2} = 93,55 \text{ A}$$

$$\cos \varphi_{1cc} = \frac{I_{ao} + I_{2cca}}{I_{1cc}} = \frac{0,83 + 21,35}{93,55} = 0,237$$

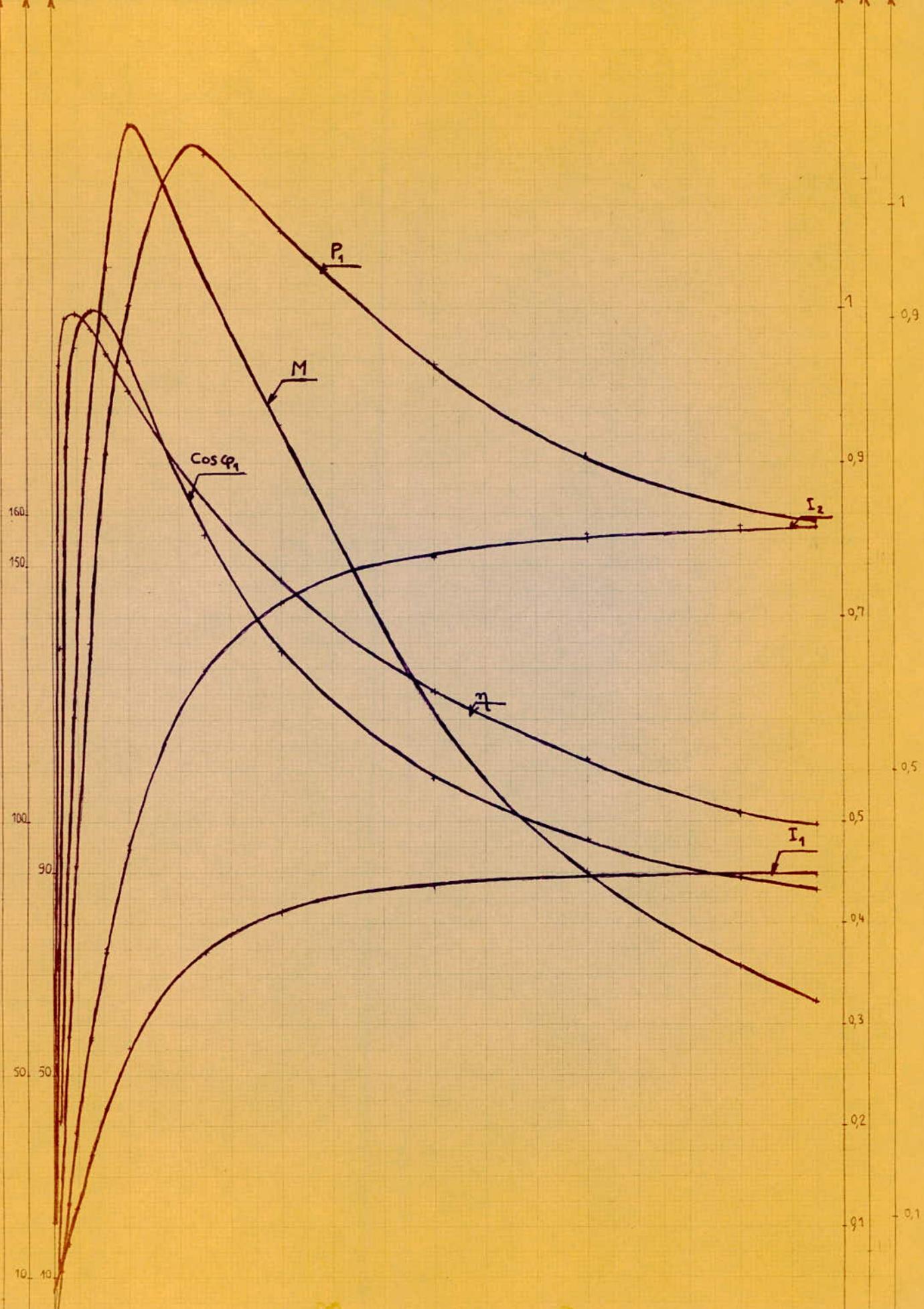
Cela correspond à un déphasage  $\varphi_{1cc} = 76^\circ 29'$  entre la tension  $U_{1f}$  et le courant  $I_{1cc}$ .

Moteur 11 kW

$\theta\%$	$a^2$	$b^2$	$c^2$	$d^2$	$I_1$	$I_2$	$P_{cu1}$	$P_{cu2}$	$P_{i2}$	$M$	$\cos\varphi_1$	$P_1$	$\Sigma P$	$\eta$
0	-	820,25	-	-	7,94	-	54,22	-	-	-	0,104	545	599,06	0,099
1	1143,1	"	836,4	170761	11,1	12,56	105,9	43,38	4338	27,63	0,67	4908,4	604,2	0,859
2	335,2	"	364,05	1192497	16,73	24,68	240,7	167,5	8375	53,34	0,865	9551,1	953,05	0,900
3,2	156,2	"	1374,9	81007,1	23,95	38,43	493,3	406,14	12613	80,34	0,960	15174,7	1444,3	0,905
5	81,2	"	2292,5	35167,5	34,13	56,98	1001,8	892,85	17857	113,74	0,998	22480,7	2439,5	0,891
7	52,4	"	2847,9	19103,6	43,86	74,44	1654,4	1523,9	21769,4	138,66	0,993	28745	3723,1	0,870
10	34,93	"	3304	10247,5	55,26	94,75	2626,2	2468,8	24688	157,25	0,951	34684,5	5639,8	0,837
20	19,01	"	3878,8	3373,3	74,84	129,51	4816,9	4612,5	23062,6	146,9	0,784	38725,2	9974,25	0,742
30	14,77	"	4080,65	1909,4	82,14	142,51	5802,4	5585	18616,7	118,58	0,669	36268,1	11932,2	0,671
40	11,76	"	4245,8	1036,2	87,32	151,77	6557,6	6334,4	12668,8	80,69	0,546	31466,6	13436,8	0,573
70	10,58	"	4317,6	743,1	89,14	155,04	6833,5	6610,3	9443,3	60,15	0,485	28533,7	13988,6	0,510
90	9,95	"	4357,7	601,2	90,01	156,62	6967,5	6745,7	7496,2	47,74	0,449	26673,6	14258,1	0,465
100	9,73	"	4371,8	550,1	90,34	157,21	7018,7	6796,6	6796,6	43,29	0,434	25877	14360,2	0,445

Tableau I-3

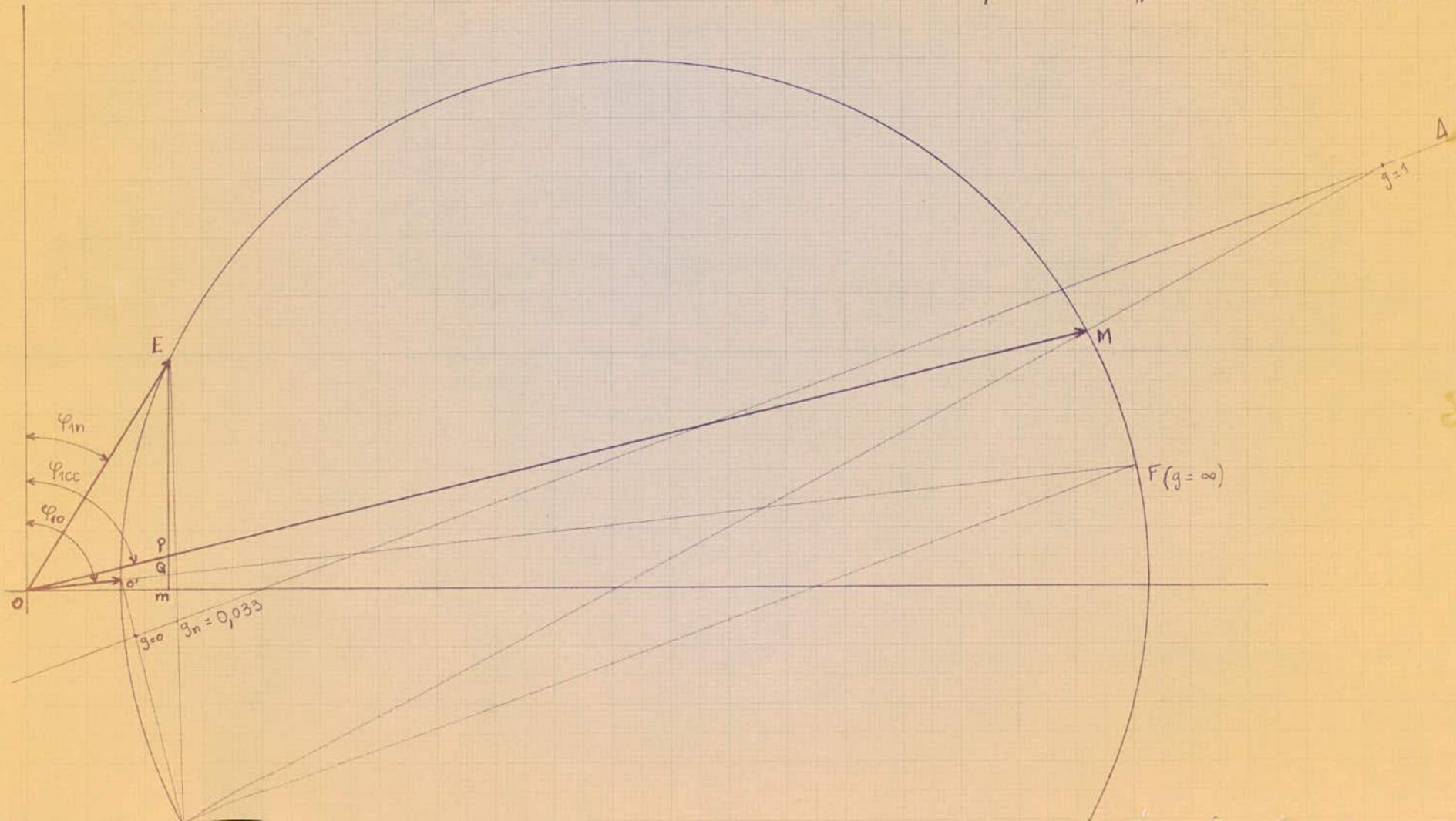
CARACTERISTIQUES



# Diagramme du cercle

Echelle: 1 mm = 0,5 A

E : Point de fonctionnement nominal -  
o' : " " " " à vide  
M : " " " " en court circuit



### 3 - Calcul de l'échauffement et de la ventilation

#### 3-1 Calcul de la ventilation

Le but de la ventilation est d'une part, le dimensionnement du ventilateur afin d'assurer un débit d'air suffisant pour le refroidissement de la machine, d'autre part, le calcul de la vitesse de l'air dans les différentes parties de la machine où l'air est ventilé.

Pour cela, on commence d'abord par se fixer un type de ventilateur en fonction de notre type de machine. Notre machine étant à rotor bobiné, elle doit avoir deux sens de rotation. Le type de ventilateur qui peut assurer un même débit d'air pour les deux sens de rotation est le ventilateur centrifuge (fig )  
Le choix de ce ventilateur nous impose le type de ventilation qui est alors : l'autoventilation externe ( fig )

Une relation générale donnant le débit d'air nécessaire à l'évacuation de la chaleur due aux différentes pertes de la machine est :

$$Q_v = \frac{\Sigma p}{c \cdot \Delta \theta}$$

où :

$Q_v$  : débit d'air en m<sup>3</sup>/.

$c$  : la chaleur spécifique de l'air 1100 J/°c.m<sup>3</sup>

(I-79)

$\Delta \theta$  : l'échauffement de l'air de refroidissement lors de son passage dans la machine.

$\Delta \theta$  dépend du type de ventilation adopté, il est généralement compris entre 12 et 30 °c. pour notre cas on choisit d'habitude 15°c.

$\Sigma p$  est la somme de toutes les pertes dans la machine ( relation I-62 ) qui doivent être évacuées par l'air de ventilation.

La relation (I-79) nous donne une estimation du débit d'air nécessaire au refroidissement de la machine. Plus loin on aura à calculer le débit d'air réel qui nous sera assuré après le dimensionnement du ventilateur. La valeur de ce débit réel doit être au moins égale au débit nécessaire. Pour être sûr d'avoir une bonne ventilation il est préférable d'avoir un débit légèrement supérieur. Le calcul du débit nécessaire nous donne :

$$Q_v = \frac{1383,480}{1100 \cdot 15} = 0,084 \text{ m}^3/\text{A.}$$

#### dimensions du ventilateur

En se reportant au dessin n° ...

"D" étant le diamètre au dessus des ailettes, et "a" tient compte des sifflements et du bruit.

.../...

$a = \frac{v^2}{30}$  relation empirique où  $v$  est la vitesse de l'air. (I-80)

$$v = \frac{\pi D n}{60} = \frac{3,14 \cdot 32 \cdot 10^{-2} \cdot 1500}{60} = 25,12 \text{ m/s}$$

$$\text{d'où : } a = \frac{(25,12)^2}{30} = 21,03 \text{ mm.}$$

$$D_2 = D - 2a = 32 - 2 \cdot 21,03 = 27,8 \text{ cm}$$

$$D_1 = 0,8 \text{ à } 1,3 D_2$$

$$\text{on prend } D_1 = 1,2 D_2 \\ = 1,2 \cdot 27,8 = 33,36 \text{ cm}$$

$$b = 12 \text{ à } 15 \% \text{ de } D_2$$

en choisissant une valeur moyenne de 13 %, on obtient :

$$b = \frac{13 \cdot D_2}{100} = \frac{13 \cdot 27,8}{100} = 3,61 \text{ cm}$$

le nombre de pale au ventilateur est donné par :

$$N_{\text{pal}} = \frac{\pi (D_2 + D_1)}{D_2 - D_1} \quad (\text{I-81})$$

évidemment ce nombre doit être entier, alors:

$$N_{\text{pal}} = \frac{3,14 \cdot (27,8 + 33,36)}{27,8 - 33,36} = 20,45$$

$$\text{on arrondit à : } N_{\text{pal}} = 20$$

#### Caractéristiques du ventilateur

Entre le débit d'air et la pression de cet air à la sortie d'une conduite, il y a une relation tenant compte de la résistance aérodynamique équivalente de la machine. Une résistance aérodynamique  $Z$  dépend du profil et de la section  $S$  par où passe l'air.

Si :  $P$ , est la pression dynamique créée par le ventilateur à travers le circuit de passage de l'air en  $(\text{N/m}^2)$ ;  
 $\rho$ , la masse spécifique de l'air égale à  $1,23 \text{ kg/m}^3$   
et  $v$  la vitesse de l'air.

$$P = \frac{\rho}{2} v^2 \quad (\text{I-82})$$

le passage de l'air à travers des conduites de différentes sections, conduit à des pertes de pressions à cause des frottements de l'air sur les parois de la conduite ou à cause du profil de ces parois. Cette perte de pression s'écrit pour chaque profil.

$$P_{c,p} = \alpha p \quad (\text{I-83})$$

$\alpha$  est appelé coefficient de perte ; il est donné en fonction de la nature de la conduite.

.../...

l'équation (....) peut s'écrire en tenant compte que  
 $Q_v = v S$ .

$$P_{c,p} = \alpha p = \frac{\alpha \cdot \rho}{2} \cdot v^2 = \alpha \frac{\rho}{2S^2} \cdot Q_v^2$$

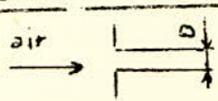
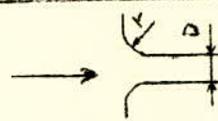
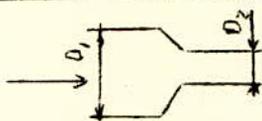
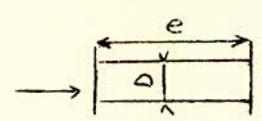
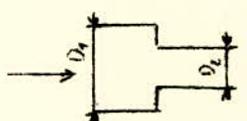
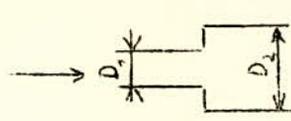
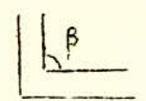
$$\alpha \frac{\rho}{2 \cdot S^2} = Z \quad \text{: résistance aérodynamique exprimée (I-84)}$$

en  $\frac{N \cdot S}{m^5}$

et alors :  $P_{c,p} = Z \cdot Q_v^2$  (I-85)

MODE DE CALCUL DES coefficients de pertes pour différents profils de conduite.

Tableau I-2

	entrée et profil des conduites	$\alpha$
1		$\alpha = 0,8$
2		$\alpha = 0,25$ pour $r = 0,25 \div 0,50$
3		$\alpha = 0,1$
4		$\alpha = 0,1 \cdot \frac{e}{D}$ conduite avec aspérités $\alpha = 0,025 \cdot \frac{e}{D}$ conduite lisse
5		$\alpha = 0,7 \left( 1 - \frac{D_2^2}{D_1^2} \right)$
6		$\alpha = \left( 1 - \frac{D_2^2}{D_1^2} \right)^2$
7		$\alpha = 1$ pour $\beta = 90^\circ$ $\alpha = 0,5$ pour $\beta = 135^\circ$

### Calcul des différentes résistances Z :

La fig (...) nous montre les différentes parties de la machine sur le parcours de l'air de ventilation.

On distingue :

- Partie 1 : entrée de l'air à travers les orifices du couvercle de la machine du côté ventilateur.

Ces orifices sont de diamètre environ égal à 5 mm.

Leur nombre est entre 200 et 300 en choisissant 200 orifices, la section totale de ces dernières est :

$$S_1 = \frac{3,14 \cdot 5^2}{4} \cdot 200 = 3925 \text{ mm}^2$$

$$S_1 \approx 3,9 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

$\alpha$  est estimé égal à 0,8

Donc la résistance aérodynamique de ces orifices est égale d'après la relation ( I-84.) à :

$$Z_1 = \frac{0,8 \cdot 1,23}{2 \cdot (3,9)^2 \cdot 10^{-6}} = 3230 \frac{\text{N.S.}}{\text{m}^5}$$

- Partie 2 : C'est la zone de décompression dans la chambre du ventilateur ( entre le couvercle et le ventilateur ) .  $S_2$  est la section transversale qui se trouve sous le ventilateur. elle est égale à :

$$S_2 = \frac{\pi}{4} ( D_1^2 - D_{ar}^2 )$$

$$S_2 = \frac{3,14}{4} ( 20,4^2 - 5,2^2 ) = 305,5 \text{ cm}^2$$

$$S_2 = 0,031 \text{ m}^2$$

$\alpha_2$  est calculé d'après le tableau. I-2

$$\alpha_2 = \left( 1 - \frac{S_1}{S_2} \right)^2 = \left( 1 - \frac{0,0039}{0,031} \right)^2 = 0,76$$

finalement , la résistance aérodynamique de cette région est égale à

$$Z_2 = \frac{0,76 \cdot 1,23}{2 \cdot (0,031)^2} = 486 \frac{\text{N.S.}}{\text{m}^5}$$

- Partie 3 Cette partie représente le coude de 135° avant l'entrée de l'air dans le ventilateur.

$S_3$  représente la surface à l'entrée dans le ventilateur

.../...

cette section est donnée par la relation

$$S_3 = \pi D_1 \cdot b \cdot K_2$$

(1.87)

où

$$K_1 = 1 - \frac{\delta \cdot N_{pal}}{\pi D_1}$$

en choisissant  $\delta = 2 \text{ mm}$  .  $K_1$  serait alors :

$$K_1 = 1 - \frac{2 \cdot 20}{3,14 \cdot 204} = 0,937$$

finalement le calcul de  $S_3$  donne :

$$S_3 = 3,14 \cdot 20,4 \cdot 3,61 \cdot 0,937 = 220 \text{ cm}^2 \text{ ou alors}$$

$$S_3 = 0,022 \text{ m}^2$$

$\alpha_3$  est estimé pour cette partie du circuit à 0,5.

La résistance  $Z_3$  qui résulte est :

$$Z_3 = \frac{0,5 \cdot 1,23}{2 \cdot (0,022)^2} = 635 \frac{N \cdot S}{m^5}$$

- Partie 4 : C'est le coude de  $90^\circ$  situé à la sortie du ventilateur. Le coefficient de perte est ici  $\alpha_4 = 1$ .

La surface  $S_4$  représente la section du ventilateur à sa sortie.

$$S_4 = \pi D_2 \cdot b \cdot K_2$$

$$\begin{aligned} \text{avec } K_2 &= 1 - \frac{\delta N_p}{\pi D_2} \\ &= 1 - \frac{2 \cdot 20}{3,14 \cdot 278} = 0,954 \end{aligned}$$

la surface  $S_4$  serait alors :

$$S_4 = 3,14 \cdot 27,8 \cdot 3,61 \cdot 0,954 = 300 \text{ cm}^2$$

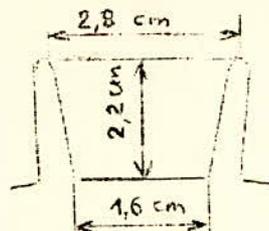
en  $\text{m}^2$  elle vaut  $S_4 = 0,03 \text{ m}^2$

la résistance aérodynamique pour cette partie est d'après (..)

$$Z_4 = \frac{1 \cdot 1,23}{2 \cdot (0,03)^2} = 683 \frac{N \cdot S}{m^5}$$

- Partie 5 : Cette partie représente la zone entre les ailettes de refroidissement de la carcasse disponible au passage de l'air ventilé

La surface  $S_5$  représentera donc la somme des surfaces transversables limitées par deux ailettes successives.



Nous donnons ici une valeur très approximative. La surface entre 2 ailettes est assimilée à un trapèze. Sa valeur est :

$$A_5 = \left( \frac{2,8 + 1,6}{2} \right) \cdot 2,2 = 4,84 \text{ cm}^2$$

la surface totale qui reste entre les 40 ailettes de refroidissement est :  $S_5 = 40 A_5$   
 $= 40 \cdot 4,84 = 193,6 \text{ cm}^2 = 0,019 \text{ m}^2$

Le coefficient de perte  $\alpha_5$  est donné par :

$$\alpha_5 = 0,7 \left( 1 - \frac{S_5}{S_4} \right)$$

$$= 0,7 \left( 1 - \frac{0,019}{0,03} \right) = 0,256$$

donc la résistance aérodynamique  $Z_5$  devient égale à :

$$Z_5 = \frac{0,256 \cdot 1,23}{2 \cdot (0,019)^2} \approx 436 \frac{\text{N.S.}}{\text{m}}$$

- Partie 6 : Cette partie est relative aux frottements de l'air sur les ailettes de refroidissement. La section  $S_6$  est évidemment égale à  $S_5$  - un diamètre fictif  $D$  correspondant à cette section  $S_6$  est donné par :

$$S_6 = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \Rightarrow D = \sqrt{\frac{4 S_6}{\pi}} \quad (I-80)$$

$$D = \sqrt{\frac{4 \times 0,019}{3,14}} = 0,147 \text{ m.}$$

le diamètre  $D$  nous permettra de calculer le coefficient de perte  $\alpha_6$

$$\alpha_6 = 0,025 \cdot \frac{l_i}{D}$$

$$\alpha_6 = 0,025 \cdot \frac{13,35}{14,7} = 0,023$$

le calcul de la résistance aérodynamique correspond aux frottements sur les ailettes nous donne :

...///

$$Z_6 = \frac{0,023 \cdot 1,23}{2 \cdot (0,017)^2} = 51$$

- Partie 7 : C'est la sortie vers l'extérieur du moteur  
 $\alpha_7 = 1$

en supposant que tout l'air qui entre dans le moteur sort par la partie opposée. On peut admettre que  $S_7 = S_4$

$$\text{donc : } Z_7 = \frac{1,123}{2 \cdot (0,03)^2} = 683 \frac{\text{N.S.}}{\text{m}^5}$$

Conclusion : Sur le chemin que parcourt l'air ventilé, les résistances aérodynamiques  $Z_1, Z_2, \dots, Z_7$  sont rencontrées en série les unes à la suite des autres.

Le regroupement de toutes ces résistances en une résistance équivalente  $Z_e$  donne :

$$\text{---} \boxed{Z_1} \text{---} \boxed{Z_2} \text{---} \boxed{Z_3} \text{---} \boxed{Z_4} \text{---} \boxed{Z_5} \text{---} \boxed{Z_6} \text{---} \boxed{Z_7} \text{---}$$

et  $Z_e = \sum_{i=1}^7 Z_i$

$$Z_e = 3230 + 486 + 635 + 683 + 436 + 51 + 683$$

$$Z_e = 5522 \frac{\text{N.S.}}{\text{m}^5}$$

la chute totale de pression dans les différentes parties du circuit de ventilation sera alors :

$$P_{c,p} = Z_e Q_v^2 \quad (I.89)$$

Les ventilateurs centrifuges à pales radiales ont dans leurs fonctionnements un rendement maximal de 15 à 20 %. Le débit d'air est alors :

$$Q_{v_{\max}} = 0,42 S_4 \cdot V^2 \quad \text{avec} \quad (I.90)$$

$$V_2 = \frac{\pi \cdot D_2 \cdot n}{60} = \frac{3,14 \cdot 27,8 \cdot 10^{-2} \cdot 1500}{60} = 21,8 \text{ m/s}$$

$Q_v$  étant le débit d'air et  $P$  la pression de l'air à la sortie du ventilateur, il y a un débit maximal lors de la mise en marche à "vide", c'est à dire quand le ventilateur fonctionne dans l'air; dans ce cas  $P = 0$

Par contre, la pression est maximale si le ventilateur est mis en "court-circuit"; c'est à dire, les sorties du ventilateur sont obturées, alors  $Q_v = 0$

La pression maximale est alors :

$$P_0 = \gamma_a \frac{\rho}{2} (V_2^2 - V_1^2) \quad (I.91)$$

$\gamma_a$  est le rendement aérodynamique  $\approx 0,6$

$$V_1 = \frac{\pi \cdot D_1 \cdot n}{60} = \frac{3,14 \cdot 20,4 \cdot 10^{-2} \cdot 1500}{60} \approx 16 \text{ m/s}$$

dans une situation intermédiaire entre le régime à vide et le régime en court-circuit est pour le ventilateur centrifuge à pales radiales :

$$P = P_0 \left[ 1 - \left( \frac{Q_v}{Q_{v_{\max}}} \right)^2 \right] \quad (I-92)$$

le système de ventilation est efficace lorsque les pertes de pression dans le circuit de ventilation sont couvertes par la pression du ventilateur.

soit  $P_c, P = p$

$$\text{donc : } Z_e Q_v^2 = P_0 \left[ 1 - \left( \frac{Q_v}{Q_{v_{\max}}} \right)^2 \right] \quad (I-93)$$

$$\text{et par conséquent : } Q_v = \sqrt{\frac{P_0}{Z_e + \frac{P_0}{Q_{v_{\max}}^2}}} \quad (I-94)$$

La valeur de  $P_0$  étant donnée par la relation (I.92) elle est égale à :

$$P_0 = 0,6 \cdot \frac{1,23}{2} \left[ (21,8)^2 - (16)^2 \right]$$

$$P_0 \approx 81 \text{ N/m}^2$$

$Q_{v_{\max}}$  est calculable à partir de la relation (I.93)

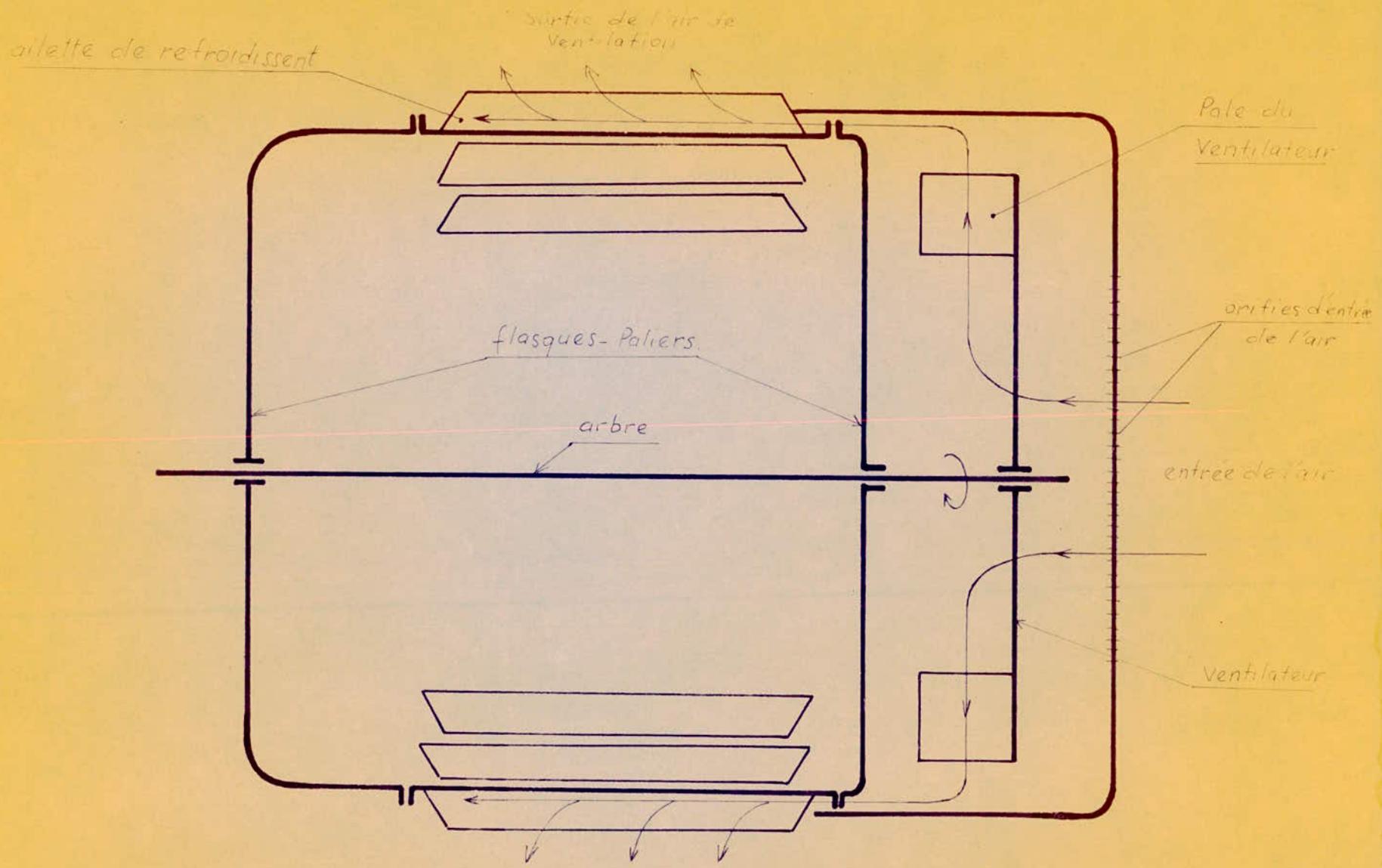
$$Q_{v_{\max}} = 0,42 \cdot 0,03 \cdot 21,8 = 0,275 \text{ m}^3/\text{s}$$

finalement le débit assuré par la ventilation est d'après l'équation (I-94) :

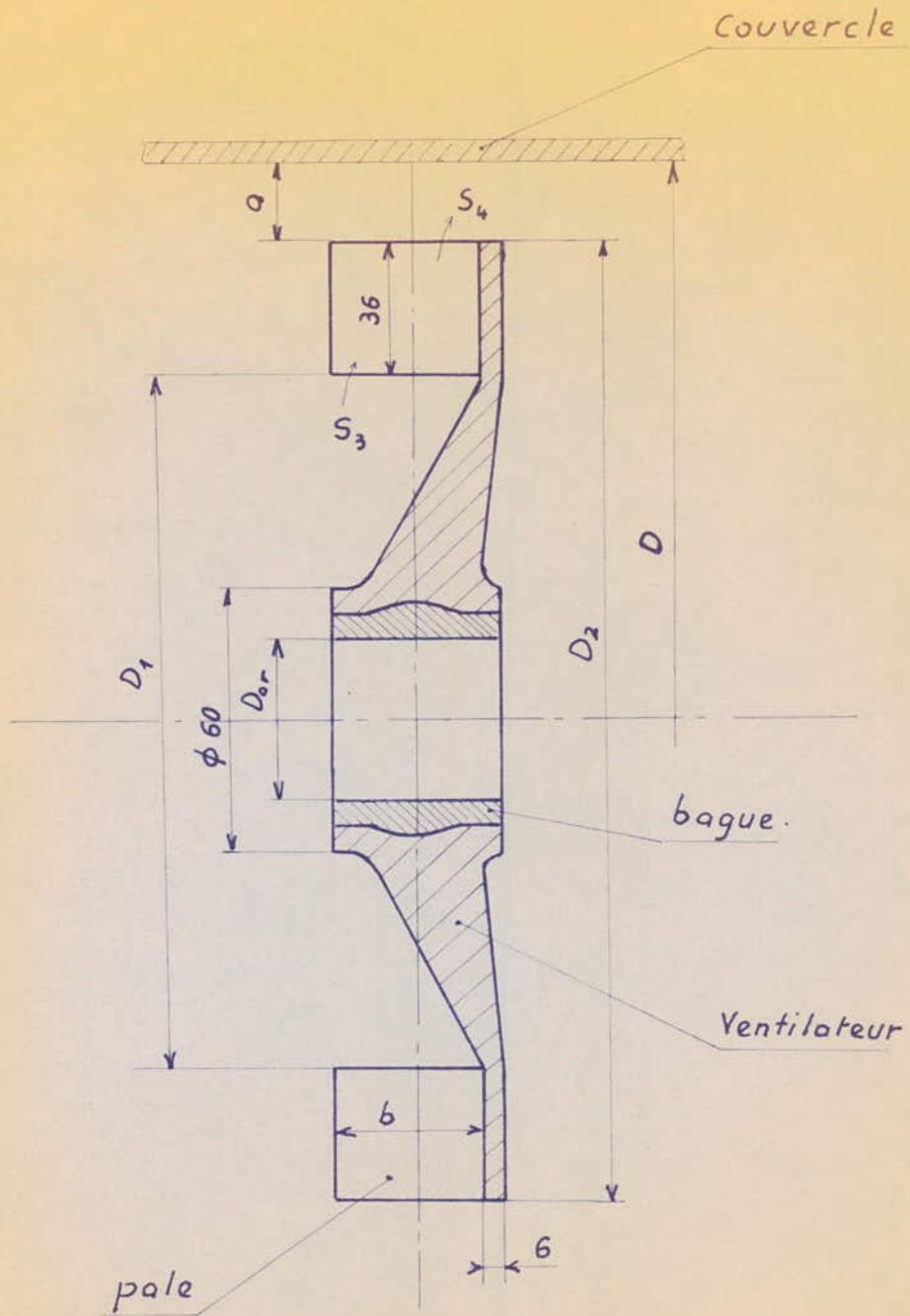
$$Q_v = \sqrt{\frac{81}{5522 + \frac{81}{0,275}}} = 0,118 \text{ m}^3/\text{s}$$

Conclusion : Le débit nécessaire à l'évacuation de la chaleur dégagée par les pertes dans la machine est de  $0,084 \text{ m}^3/\text{s}$ . Le ventilateur qu'on a adopté nous a permis d'obtenir un débit d'air de ventilation égal à  $0,118 \text{ m}^3/\text{s}$ .

ce débit assuré par le ventilateur couvre en excès ce qui est nécessaire au refroidissement voulu de la machine.



Représentation schématique de  
la ventilation.



VENTILATEUR

- $a = 21 \text{ mm.}$
- $D = 32 \text{ mm.}$
- $D_1 = 204 \text{ mm.}$
- $D_2 = 278 \text{ mm.}$
- $b = 36,1 \text{ mm.}$
- $D_{or} = 40 \text{ mm.}$
- $S_3 = 22 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2.$
- $S_4 = 30 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2.$

### 3-2 Calcul de l'échauffement :

Dans cette partie thermique, on se propose de calculer l'échauffement moyen des différentes parties de la machine en utilisant un schéma équivalent de résistances thermiques montrant le transfert de la chaleur entre les diverses parties de la machine.

Les différentes parties constituant la machine seront donc représentées par leurs résistances thermiques. Pour cela, on suppose que la matière de ces parties de la machine est homogène et que les pertes localisées aux centres de gravités de chaque partie.

Le modèle sur lequel, on construit le schéma thermique équivalent est donné par le dessin ( . . . ) pour ce dessin on a tenu compte de certaines hypothèses dont voici les principales :

- l'arbre est supposé lisse avec comme seul diamètre le diamètre intérieur du circuit magnétique du rotor.
- Les têtes de bobines sont considérées comme des surfaces cylindriques.
- en particulier, les têtes de bobines du rotor sont considérées comme mini-ventilateur assurant la ventilation de l'air à l'intérieur de la machine.

#### 3-2 - 1 Notions fondamentales

Les pertes dans les machines électriques se transforment en chaleur. La plus grande partie de cette chaleur est produite, comme on l'a vu au paragraphe 2, dans les matériaux actifs de la machine. Dans les machines électriques, la transmission de la chaleur vers les milieux ambiants s'effectue normalement selon deux voies :

- transmission par conduction
- transmission par convection

La dissipation thermique par rayonnement est effectuée par la carcasse, qui transmet une petite partie de la chaleur vers l'extérieur de la machine et dont on ne tient pas compte.

La convection se fait par l'intermédiaire de l'air de la machine qui est en mouvement.

Par contre, la transmission par conduction se fait dans la matière d'une même partie de la machine.

le dessin ( . . . ) montre les différentes transmissions de la chaleur dans notre machine.

#### 3- 2 - 2 Schéma thermique équivalent :

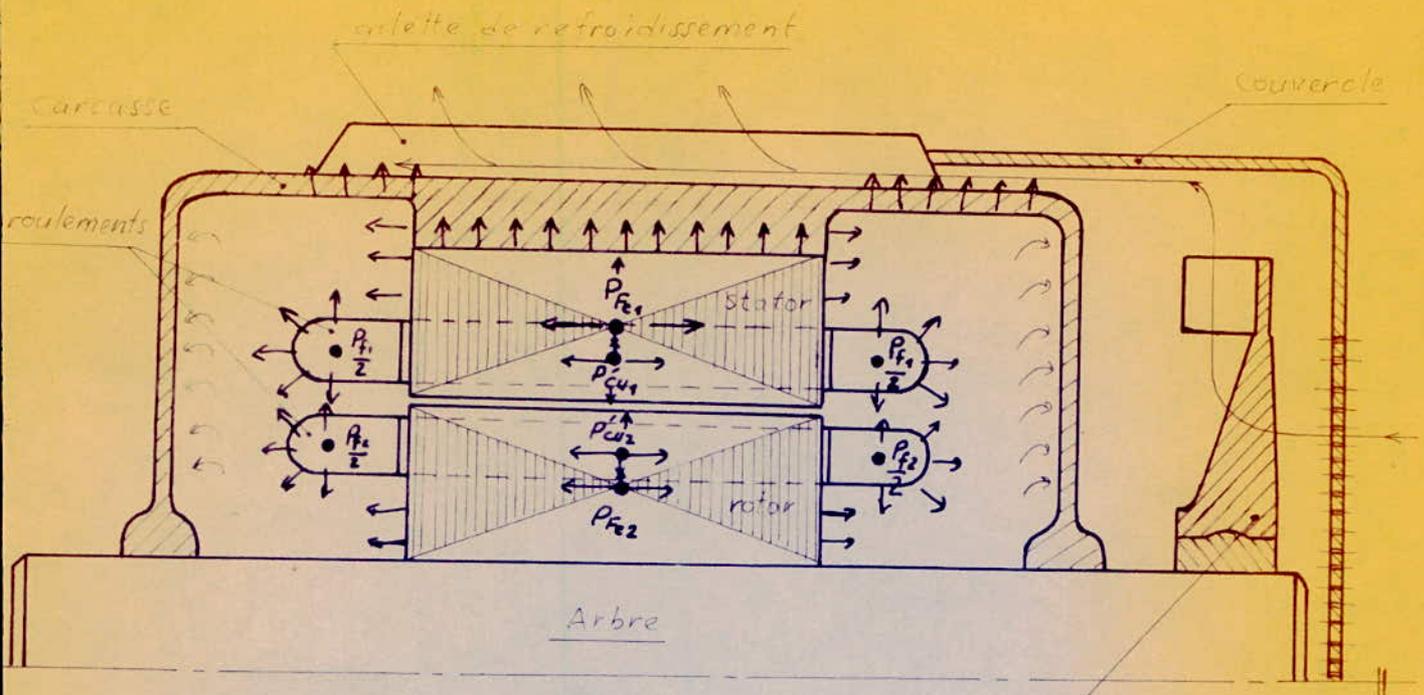
Dans ce schéma on négligera les pertes par frottement de l'air à l'intérieur de la machine et les pertes mécaniques dans les roulements à partir du dessin ( . . . ) on a établie un schéma thermique ( . . . -a) équivalent dont on a simplifié au maximum les mailles fig( . . . - b et c.) Les différentes pertes représentées sur ce dessin sont :

$P'_{cu1}$  : pertes par effet joule dans la partie des enroulements du stator qui se trouvent dans la zone active du fer.

$P_{f1}$  : pertes dans les parties frontales des enroulements

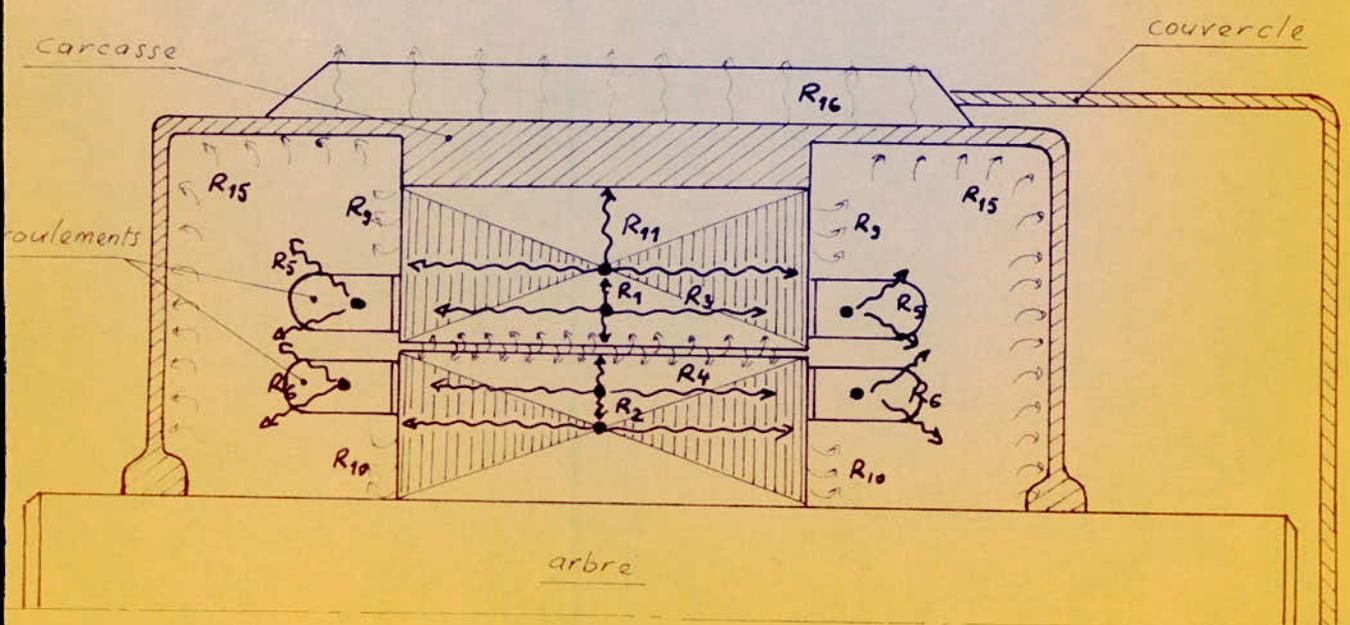
$P'_{cu2}$  et  $P_{f2}$  sont les pertes dans les enroulements du rotor définies respectivement comme  $P'_{cu1}$  et  $P_{fi}$

.../....

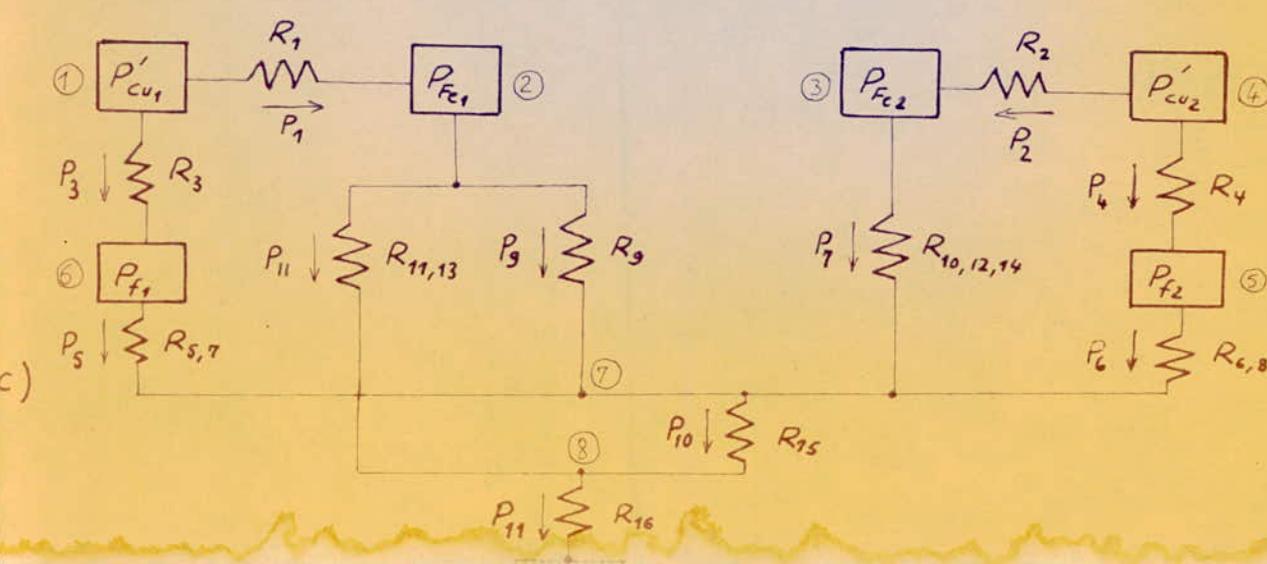
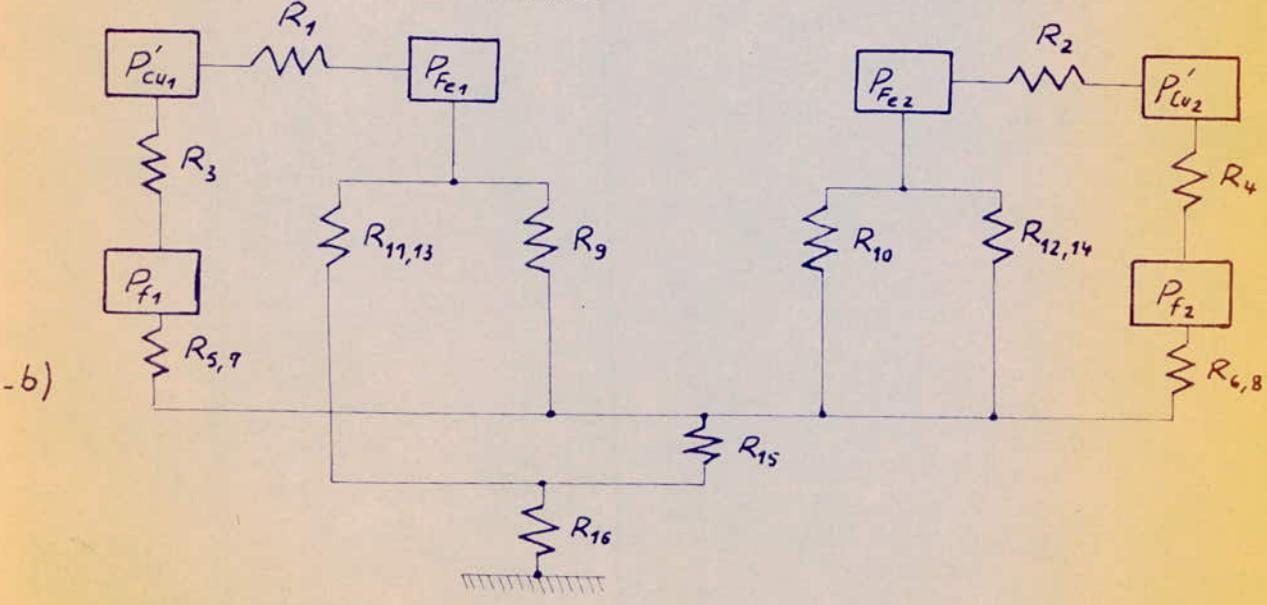
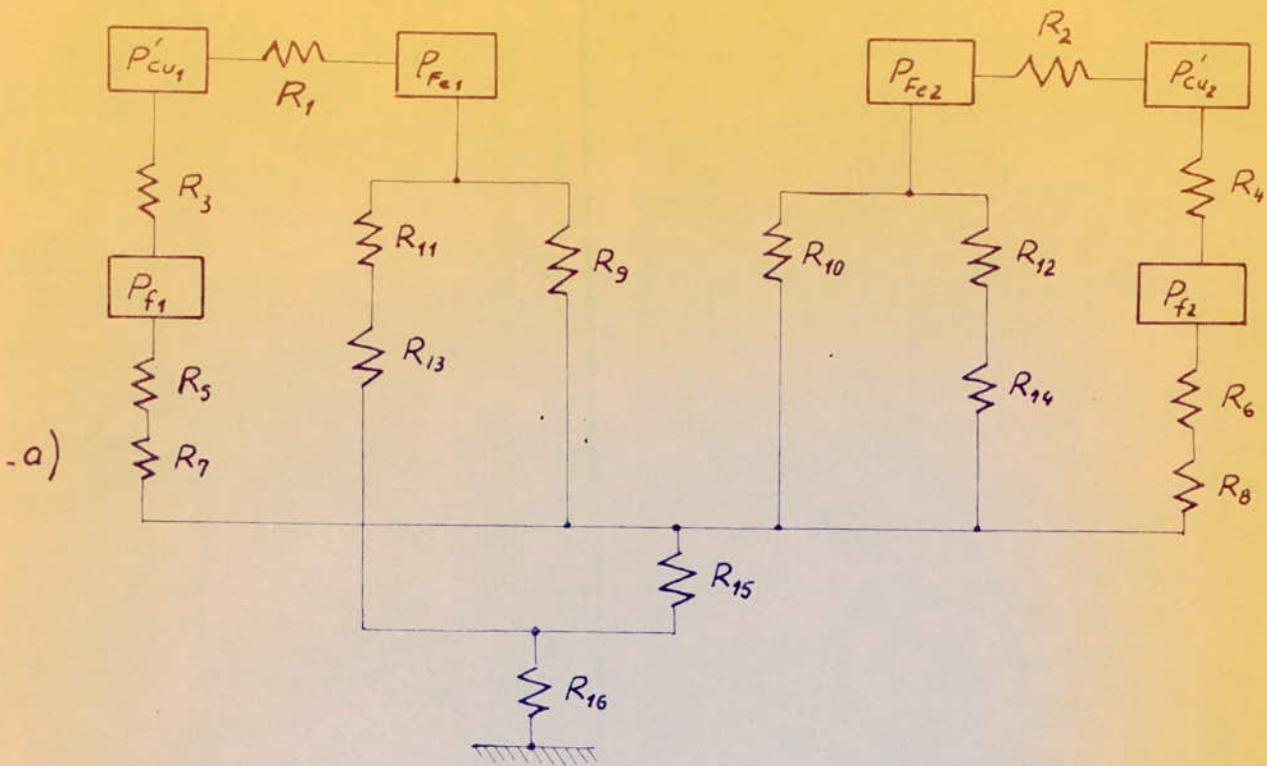


Représentation des différentes pertes du moteur

- convection extérieure.
- convection
- conduction



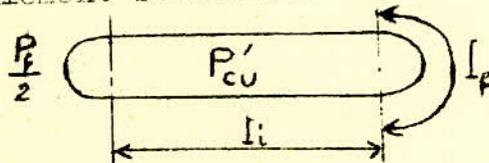
Représentation schématique des résistances thermiques



$P_{Fe1}$  : pertes dans le fer du stator

$P_{Fe2}$  : pertes dans le fer du rotor

soit l'enroulement statorique représenté comme suit:



on a :

$$P_{cu1} = P'_{cu1} + P_{f1}$$

si on considère que les pertes sont réparties uniformément dans les enroulements, cela nous permet d'écrire :

$$\frac{P_{cu1}}{l \text{ totale de la bobine}} = \frac{P_{f1}}{2l_{f1}} = \frac{P'_{cu1}}{2li}$$

$$\text{donc : } P_{f1} = P_{cu1} \frac{2 l_{f1}}{l}$$

$$\text{et } P'_{cu1} = P_{cu1} \frac{2 li}{lw_1}$$

les mêmes relations sont aussi valables pour le rotor  
le calcul de ces pertes donne alors :

$$= P'_{cu1} = 467,147 \frac{2 \cdot 15,49}{76,37} = 189,5 \text{ w}$$

$$- P_{f1} = 467,147 \frac{2 \cdot 22,7}{76,37} = 276,7 \text{ w}$$

$$\begin{aligned} - P'_{cu2} &= P_{cu2} \frac{2 li}{lw_2} \\ &= 373,363 \frac{2 \cdot 15,49}{73,7} = 156,9 \text{ w} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} - P_{f2} &= P_{cu2} \frac{2 lf2}{lw_2} \\ &= 373,363 \frac{2 \cdot 20,02}{73,7} = 202,8 \text{ w} \end{aligned}$$

d'autre part :

$$\begin{aligned} - P_{Fe1} &= P_{Feb} + P_{S1} + P_{p1} \\ &= 250,981 + 31,820 + 30,516 = 313,4 \text{ w} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} - P_{Fe2} &= P_{S2} + P_{p2} \\ &= 25,943 + 39,903 = 65,85 \text{ w} \end{aligned}$$

$$\sum P = 1383,5 \text{ w}$$

### 3-2-3 Calcul des résistances thermiques

#### 1 - Présentation des résistances d'après le schéma

R<sub>1</sub> et R<sub>2</sub> : résistances thermiques dues à la transmission de la chaleur, par conduction à travers l'isolation de l'encoche, des pertes produites dans la zone active des enroulements. R<sub>1</sub> pour la zone active du stator et R<sub>2</sub> pour le rotor .

R<sub>3</sub> et R<sub>4</sub> : Résistances thermiques dues à la transmission par conduction dans le cuivre des enroulements : du milieu vers les parties frontales.

Les pertes étant localisées juste au milieu de Li.  
R<sub>3</sub> pour l'enroulement du stator et R<sub>4</sub> pour le rotor.

R<sub>5</sub> - R<sub>6</sub> : résistances caractérisant la transmission par conduction à travers l'isolation frontale des enroulements vers l'air qui est agité par le rotor .  
R<sub>5</sub> pour le stator , R<sub>6</sub> pour le rotor.

R<sub>7</sub> - R<sub>8</sub> : Les résistances thermiques dues à la transmission de l'échauffement de l'isolation dans l'air par convection.

R<sub>9</sub> - R<sub>10</sub> : Relatives à la transmission par convection du circuit magnétique vers l'air de l'entrefer. R<sub>9</sub> pour le stator et R<sub>10</sub> pour le rotor .

R<sub>11</sub> : Résistance thermique due à la conduction, dans le sens radial, dans les tôles du circuit magnétique du stator.

R<sub>12</sub> : résistance thermique due à la conduction, dans le sens transversal du paquet de tôles du rotor.

R<sub>13</sub> : Résistance thermique due à la conduction, du circuit magnétique du stator vers la carcasse.

R<sub>14</sub> : Résistance thermique due à la transmission de la chaleur par convection du circuit magnétique du rotor vers l'air se trouvant à l'intérieur de la machine.

R<sub>15</sub> : est la résistance due à la convection de l'air de la machine vers la carcasse.

R<sub>16</sub> : la résistance thermique due à la convection de la carcasse vers l'air de refroidissement extérieur à la machine.

Les relations générales de calcul d'une résistance thermique sont :

- pour la conduction :

$$R = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{e}{S}$$

(1-95)

avec :  $\lambda$  Conductivité thermique du matériau utilisé.

:  $S$  surface à travers laquelle se fait le transfert de chaleur.

:  $e$  Longueur ( ou épaisseur sur laquelle se fait le trans-

- pour la convection :

$$R = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{1}{S}$$

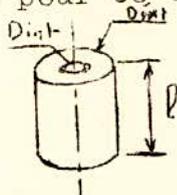
( I - 96 )

$\alpha$  : étant le coefficient de transmission de la chaleur qui dépend de la nature de la surface et de la vitesse de l'air sur cette surface.

$S$  ; est la surface en contact avec l'air de refroidissement.

Remarque:

Si les surfaces à travers lesquelles se fait la transmission de la chaleur sont cylindriques, le calcul de la résistance thermique pour ce cas est :



$$R = \frac{\ln \left( \frac{D_{ext}}{D_{int}} \right)}{2\pi \cdot \lambda \cdot l}$$

( I - 97 )

les coefficients  $\alpha$  et  $\lambda$  sont donnés par les tableaux suivants :

Tôles - longitudinales - Transverseles	$\lambda = 60 \div 40$ $\lambda = 3,1 \div 4,4$
Cuivre	$\lambda = 375$
Pressphan	$\lambda = 0,25$
Micrafolium	$\lambda = 0,16$
Vernis isolants	$\lambda = 0,25$

Tableau 1

Surface des parties frontales imprégnées	$\alpha = 13,3 \text{ w/m}^2\text{°C}$
Surfaces du fer vernis avec l'air	$\alpha = 16,7 \text{ w/m}^2\text{°C}$
Convection forcée avec une vitesse de l'air $v$ .	$\alpha_g = 28(1 + \sqrt{v_g})$ $\alpha_{tf} = 16,7 (1 + \sqrt{v_{tf}})$ $v_{tf}$ = Vitesse de l'air dans la zone des têtes de bobines  ( pour stator ) $v_g = \frac{1}{2} V_g$ (rotor) $\alpha_{canaux} = 12 \sqrt[4]{\frac{20}{l} v^3}$
surface des flasques palier et carcasse.	$\alpha = 14,2 \text{ w/}$

Tableau 2

.../...

en connaissant la résistance thermique, l'échauffement entre deux points entre lesquelles circule un flux thermique  $Q$  est :  $\theta = P.R$

calculons maintenant toutes les résistances thermiques  $R_1, R_2, \dots, R_{16}$

- La Résistance  $R_1$

$$R_1 = \frac{e}{\lambda S_1}$$

L'isolation utilisée est en micafolium donc  $\lambda = 0,16$

l'épaisseur de l'isolation choisie est  $e = 0,8$  mm

$S_1$ : surface de toute les encoches statoriques

$P_e$  étant le contour de l'encoche, égal environ à 55,6 mm

$$S_1 = Z_1 \cdot l_i \cdot P_e$$

$$= 36 \cdot 15,49 \cdot 55,6 \cdot 10^{-5} = 0,31 \text{ m}^2.$$

d'où, la résistance relative à l'isolation des encoches du stator  $R_1$ :

$$R_1 = \frac{0,8 \cdot 10^{-3}}{0,16 \cdot 0,31} = 16,13 \cdot 10^{-3} \approx 0,0161$$

- Résistance thermique  $R_2$

de même que le stator, l'isolation du rotor est un micafolium ( $\lambda = 0,16$ ) et son épaisseur est  $e = 0,8$  mm

$$R_2 = \frac{e}{\lambda S_2}$$

$S_2$ : la surface des encoches rotoriques est égale à :

$$S_2 = Z_2 \cdot l_i \cdot P_e$$

le périmètre des encoches rotoriques  $P_e$  est approximativement égal à 70,5 mm

$$\text{donc } S_2 = 24 \cdot 15,49 \cdot 10^{-2} \cdot 70,5 \cdot 10^{-3} = 0,26 \text{ m}^2$$

la résistance  $R_2$  relative à l'isolation des encoches rotorique est alors :

$$R_2 = \frac{0,8 \cdot 10^{-3}}{0,16 \cdot 0,26} = 0,0192$$

- Résistance thermique  $R_3$

pour le cuivre  $\lambda$  étant égal à 375

$e$  : est égal à la moitié de la longueur idéale

$$e : \frac{l_i}{2} = \frac{15,49}{2} = 7,745 \text{ cm}$$

la surface des spires de l'enroulement statorique  
 $S_3$  est égale à :

$$S_3 = Z_1 S_{w1}$$

$$= 36 \cdot 4,54 = 161,44 \text{ mm}^2$$

la résistance thermique  $R_3$  d'après la relation  $R_3 = \frac{e}{\lambda S_3}$

$$\text{donne : } R_3 = \frac{7,745 \cdot 10^{-2}}{375 \cdot 161,44 \cdot 10^{-6}} = 1,2793$$

- Résistance thermique  $R_4$

de même que pour  $R_3$  nous avons :

$$\lambda = 375$$

$$e = \frac{l_i}{2} = 7,745 \text{ cm}$$

la surface  $S_4$  est égale à :

$$S_4 = Z_2 \cdot S_{w2}$$

$$= 24 \cdot 6,81 = 163,44 \text{ mm}^2$$

d'où finalement :

$$R_4 = \frac{e}{Z_4} = \frac{7,745 \cdot 10^{-2}}{375 \cdot 163,44 \cdot 10^{-6}} = 1,2636$$

- Résistance thermique  $R_5$

cette résistance est due à l'isolation frontale des enroulements du stator faite en vernis  $\lambda = 0,25$   
 Cette isolation due à l'imprégnation des bobines est d'épaisseur généralement comprise entre 0,1 et 0,2 mm.  
 On a choisi  $e = 0,1 \text{ mm}$ .

$S_5$  est donnée par :

$$S_5 = 2 l_{f1} \cdot Z_1 \cdot Pe \text{ stator}$$

$$= 2 \cdot 22,7 \cdot 10^{-2} \cdot 36 \cdot 55,6 \cdot 10^{-3} = 0,909 \text{ m}^2$$

$$\text{d'où } R_5 = \frac{e}{S_5 \lambda} = \frac{0,1 \cdot 10^{-3}}{0,25 \cdot 0,909} = 0,44 \cdot 10^{-3} = 0,4 \cdot 10^{-3}$$

- Résistance thermique  $R_6$

de même que pour le stator, les enroulements du rotor ont leurs parties frontales isolées par du vernis donc  $\lambda = 0,25$   
 en prenant la même épaisseur isolante, on a  $e = 0,1 \text{ mm}$ .

$$S_6 = 2 l_{f2} \cdot Z_2 \cdot Pe \text{ rotor}$$

$$= 2 \cdot 21,36 \cdot 10^{-2} \cdot 24 \cdot 70,5 \cdot 10^{-3} = 0,723 \text{ m}^2$$

et par suite :

$$R_6 = \frac{0,1 \cdot 10^{-3}}{0,25 \cdot 0,723} = 0,553 \cdot 10^{-3} = 0,5 \cdot 10^{-3}$$

- Résistance thermique  $R_7$

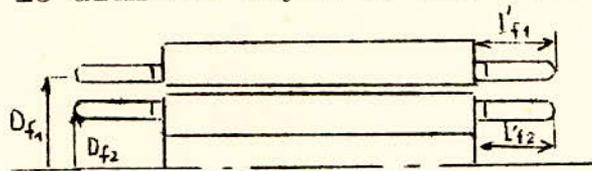
dans l'air au voisinage des têtes de bobines  $\alpha_0 = 13,3$ .  
La vitesse de l'air à proximité de l'isolation des parties frontales du stator est supposé nulle.

$$\alpha_v = \alpha_0 (1 + \sqrt{v}) \quad \left. \begin{array}{l} \\ v = 0 \end{array} \right\} \text{d'où } \alpha_v = \alpha_0 = 13,3$$

la surface par laquelle se fait le transfert de la chaleur de l'isolation vers l'air est :

$$S_7 = 4 l'_{f1} \cdot \pi \cdot D_{f1}$$

AVEC /  $l'_{f1}$  : longueur saillie des têtes de bobines du stator  
et  $D_{f1}$  : le diamètre moyen de ces têtes de bobines.



le dessin d'ensemble de la machine nous donne les valeurs qui ont été estimées à :

$$l'_{f1} = 5,5 \text{ cm}$$

$$D_{f1} : D_i + h_{e1} \\ = 17 + 2,52 = 19,52 \text{ cm}$$

la section  $S_7$  serait alors égale à :  
 $S_7 = 4 \cdot 5,5 \cdot 10^{-2} \cdot 3,14 \cdot 19,52 \cdot 10^{-2} = 0,135 \text{ m}^2$   
finalement la résistance thermique  $R_7$  serait :

$$R_7 = \frac{1}{\alpha_v \cdot S} \\ = \frac{1}{13,3 \cdot 0,135} = 0,5569$$

- Résistance thermique  $R_8$

Cette résistance est relative à la convection de la chaleur de l'isolation des têtes de bobines rotoriques vers l'air au voisinage. La vitesse de l'air à cet endroit est :

$$v = \frac{\pi D_{f2} \cdot n}{60} \quad (I.98)$$

.../...

$D_{f2}$  : diamètre moyen des têtes de bobines du rotor

$$D_{f2} = D_i - h_{e2} \\ = 17 - 3,06 = 13,94 \text{ cm}$$

$$d'où v = \frac{3,14 \cdot 13,94 \cdot 10^{-2}}{60} = 1500 = 10,94 \text{ m/s}$$

et par suite le coefficient de transmission

$$\alpha_v = \alpha_o (1 + \sqrt{v}) \\ = 13,3 (1 + \sqrt{10,94}) = 57,29$$

comme pour la surface  $S_7$  relative aux bobines du stator, la surface  $S_8$  est donnée par :

$$S_8 = 4 l'_{f2} \cdot \pi D_{f2}$$

$$l'_{f2} = 5,5 \text{ cm}$$

$$\text{et } D_{f2} = 13,94 \text{ cm}$$

$$\text{donc } S_8 = 4 \cdot 5,5 \cdot 10^{-2} \cdot 3,14 \cdot 13,94 \cdot 10^{-2} = 0,096 \text{ m}^2$$

la résistance  $R_8$  qui résulte est alors :

$$R_8 = \frac{1}{57,29 \cdot 0,096} = 0,1818$$

- Résistance  $R_9$

Dans l'entrefer le coefficient de transmission de la chaleur  $\alpha_o$  est égal à 28.

La vitesse de l'air dans l'entrefer est prise pour le stator égale à :

$$V_{\text{stator}} = \frac{1}{2} \frac{\pi D_i n}{60} \quad (\text{I-99})$$

$$= \frac{1}{2} \cdot \frac{3,14 \cdot 17 \cdot 10^{-2} \cdot 1500}{60} = 6,67 \text{ m/s}$$

$$\text{par conséquent } \alpha_v = \alpha_o (1 + \sqrt{v}) \\ = 28 (1 + \sqrt{6,67}) = 100,31$$

la surface du diamètre intérieur du stator est :

$$S_9 = \pi D_i l_i \\ = 3,14 \cdot 17 \cdot 10^{-2} \cdot 15,49 \cdot 10^{-2} = 0,083 \text{ m}^2$$

la résistance thermique due à la transmission de la chaleur du circuit magnétique du stator vers l'entrefer est :

$$R_9 = \frac{1}{100,31 \cdot 0,083} = 0,1201$$

.../...

- Résistance  $R_{10}$

pour le rotor,  $\alpha_0$  est pris égal aussi à 28. par contre la vitesse  $v_{\delta}$  rotor est égale à deux fois  $v_{\delta}$  stator.

$$v_{\delta \text{ rotor}} = 2 v_{\delta \text{ stator}} = 2 \cdot 6,67 = 13,34 \text{ m/s}$$

Le coefficient  $\alpha_v$  qui en résulte est :

$$\alpha_v = 28 (1 + \sqrt{13,34}) = 130,27$$

La surface  $S_4$  du rotor est égale à :

$$\begin{aligned} S_4 &= \pi (D_i - \delta) l_i \\ &= 3,14 (17 - 0,037) \cdot 15,49 = 825 \text{ cm}^2 \\ &\approx 0,0825 \text{ m}^2 \end{aligned}$$

finalement la résistance thermique  $R_{10}$  due à la transmission de la chaleur du circuit magnétique du rotor vers l'entrefer est égale à :

$$R_{10} = \frac{1}{130,27 \cdot 0,0825} = 0,0930$$

- Résistance  $R_{11}$

pour cette transmission par conduction dans le sens radial des tôles du circuit magnétique du stator, la conductivité thermique  $\lambda$  est égale à 60. La relation (...) nous donne.

$$\begin{aligned} R_{11} &= \frac{\ln \left( \frac{D_{\text{ext}}}{D_{\text{int}}} \right)}{2 \pi \lambda l_i} \\ &= \frac{\ln \frac{28}{17}}{2 \cdot 3,14 \cdot 60 \cdot 15,49 \cdot 10^{-2}} = 0,0085 \end{aligned}$$

- Résistance  $R_{12}$

pour la transmission par conduction radiale au paquet des tôles du rotor.

$$R_{12} = \frac{e}{\lambda \cdot S_{12}}$$

$$\text{avec } \lambda = 4$$

$$e = \frac{l_i}{2} = \frac{15,49 \cdot 10^{-2}}{2} = 7,745 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

la section  $S_{12}$  est donnée par :

$$\begin{aligned} S_{12} &= 2 \cdot \frac{\pi}{4} \left[ (D_i - \delta)^2 - D_{\text{ar}}^2 \right] \\ &= 2 \cdot \frac{3,14}{4} \left[ (17 - 0,037)^2 - (5,2)^2 \right] = 409 \text{ cm}^2 \end{aligned}$$

$$\approx 0,041 \text{ m}^2$$

.../...

d'où une résistance thermique  $R_{12}$  égale à :

$$R_{12} = \frac{7,745 \cdot 10^{-2}}{4 \cdot 0,041} = 0,4722$$

- Résistance  $R_{13}$

entre la carcasse et le stator il n'y a pas de serrage parfait, on considère qu'il y a des interstices d'air de 0,075 mm.  $\lambda$  est alors pris d'après l'expérience de construction égal à 0,027.  
Donc, pour ces interstices d'air d'épaisseur  $e = 0,075$  mm. le calcul de la résistance thermique due à la conduction du circuit magnétique du stator vers la carcasse est donnée par :

$$R_{13} = \frac{e}{\lambda S_{13}}$$

avec :  $S_{13} = D_{ext} \cdot l_i$

$$= 3,14 \cdot 28 \cdot 10^{-2} \cdot 15,49 \cdot 10^{-2} = 0,136 \text{ m}^2.$$

d'où  $R_{13} = \frac{0,075 \cdot 10^{-3}}{0,027 \cdot 0,136} = 0,2042$

- Résistance  $R_{14}$

pour l'air se trouvant à l'intérieur de la machine  $\alpha_o = 14$ . Sa vitesse est estimée égale à :

$$V = \frac{\pi D_f^2}{60} \cdot n$$

$$= \frac{3,14 \cdot 13,94 \cdot 10^{-2} \cdot 1500}{60} = 10,94 \text{ m/s}$$

d'où un coefficient de transmission :

$$\alpha_v = 14 ( 1 + \sqrt{10,94} ) = 60,31$$

la section  $S_{14}$  est égale à  $S_{12}$

donc :

$$R_{14} = \frac{1}{160,31 \cdot 0,041} = 0,4044$$

- Résistance  $R_{15}$

pour la convection de l'air de la machine vers la carcasse  $\alpha_o = 14,2$

la vitesse  $V$  est très difficile à estimer, on la prend égale environ à 3 m/s d'où un coefficient de transmission :

$$\alpha_v = 14,2 ( 1 + \sqrt{3} ) = 38,79$$

la surface de la carcasse en contact avec l'air de l'intérieur de la machine est :

.../...

$$S_{15} = S_{\text{flasque}} + S_{\text{carcasse}}$$

$$S_{\text{carcasse}} = \pi D_{\text{ext}} (l_{\text{carcasse}} - l_i) \quad (\text{I-100})$$

d'après le dessin d'ensemble  $l_{\text{carcasse}} = 47 \text{ cm}$   
d'où :  $S_{\text{carcasse}} = 3,14 \cdot 28 \cdot (47 - 15,49) = 2770 \text{ cm}^2$   
 $= 0,277 \text{ m}^2$

la surface des flasques - palier est pour une première approximative

$$S_{\text{flasque}} = \frac{2 \cdot \pi D_{\text{ext}}^2}{4} \quad (\text{I-101})$$

$$= 2 \cdot \frac{3,14 \cdot (28)^2 \cdot 10^{-4}}{4} = 0,123 \text{ m}^2$$

vu que la forme des flasques - palier n'est pas droite  $S_{\text{flasque}}$  peut être majorée de 40%

$$\text{donc : } S_{\text{flasque}} = \frac{40 \cdot 0,123}{100} + 0,123 = 0,172 \text{ m}^2$$

la surface totale  $S_{15}$  serait alors :

$$S_{15} = 0,172 + 0,277 = 0,449 \text{ m}^2$$

la résistance thermique  $R_{15}$  qui résulte est donc :

$$R_{15} = \frac{1}{38,79 \cdot 0,449} = 0,0574$$

- Résistance  $R_{16}$

pour la convection entre la carcasse et l'air de refroidissement extérieur à la machine  $\alpha_0$  est aussi pris égal comme précédemment égal à 14,2 la vitesse  $v$  est donnée d'après le débit d'air de refroidissement par :

$$v = \frac{Q_v}{S_5}$$

$S_5$  a été donnée par la partie 5 du calcul de la ventilation (page 69)  $Q_v$  est le débit d'air de ventilation

$$\text{on a alors : } v = \frac{0,118}{0,019} = 6,21 \text{ m/s}$$

$$\text{donc } \alpha_v = 142,2 (1 + \sqrt{6,21}) = 49,58 \text{ m/s}$$

le calcul de la section totale  $S_{16}$ , contournant les ailettes de refroidissement et par laquelle se fait la convection entre la carcasse et l'air extérieur de la machine, est estimée comme suit :

..../....

$$R_{16} = \frac{1}{\alpha_v \cdot S_{16} + S_{\text{flasque}} \cdot \alpha_o}$$

$$= \frac{1}{49,58 \cdot 1,24 + 0,172 \cdot 14,2} = 0,0156$$

Les résistances  $R_5$  et  $R_7$  groupées en série donnent :

$$R_{5,7} = 0,0004 + 0,5569 = 0,5573$$

de même :

$$R_{6,8} = R_6 + R_8$$

$$= 0,0005 + 0,1818 = 0,1823$$

$$R_{11,13} = R_{11} + R_{13}$$

$$= 0,0085 + 0,2042 = 0,2127$$

$$R_{12,14} = R_{12} + R_{14}$$

$$= 0,4722 + 0,4044 = 0,8766$$

Le groupement de  $R_{10}$  et de  $R_{12,14}$  se fait en parallèle, donc :

$$R_{10,12,14} = \frac{0,0930 \times 0,8766}{0,0930 + 0,8766} = 0,0841$$

Si dans le schéma équivalent ( 3 ),  $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \dots, \theta_8$ , sont les échauffements des différents points importants de la machine par rapport à la température de l'air de ventilation, on aura à résoudre le système d'équations suivant :

$$1 - R_1 P_1 = \theta_1 - \theta_2$$

$$2 - R_3 P_3 = \theta_1 - \theta_6$$

$$3 - R_{5,7} P_5 = \theta_6 - \theta_7$$

$$4 - R_2 P_2 = \theta_4 - \theta_3$$

$$5 - R_4 P_4 = \theta_4 - \theta_5$$

$$6 - R_{6,8} P_6 = \theta_5 - \theta_7$$

$$7 - R_{16} P_{11} = \theta_8$$

$$8 - R_{10,12,14} P_7 = \theta_3 - \theta_7$$

$$9 - R_9 P_9 = \theta_2 - \theta_7$$

$$10 - R_{11,13} P_8 = \theta_2 - \theta_8$$

.../...

$$11 - R_{15} P_{10} = \theta_7 - \theta_8$$

$$12 - P'_{cu1} = P_1 + P_3$$

$$13 - P_{f1} + P_3 = P_5$$

$$14 - P_1 + P_{Fe1} = P_9 + P_8$$

$$15 - P'_{cu2} = P_2 + P_4$$

$$16 - P_{f2} + P_4 = P_6$$

$$17 - P_2 + P_{Fe2} = P_7$$

$$18 - P_{10} = P_5 + P_6 + P_7 + P_9$$

$$19 - P_{10} + P_8 = P_{11} = \sum P$$

C'est un système de 19 équations à 19 inconnues .

Les inconnues sont :

$$\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4, \theta_5, \theta_6, \theta_7, \theta_8, P_1, P_2, P_3, P_4, P_5, P_6, P_7, P_8, P_9, P_{10}, P_{11}.$$

Compte tenu des valeurs des résistances thermiques calculées et des différentes pertes de la machine, le système précédent s'écrit comme suit:

*	1 -	0,0161 P <sub>1</sub>	=	$\theta_1 - \theta_2$
	2 -	1,2793 P <sub>3</sub>	=	$\theta_4 - \theta_6$
	3 -	0,5573 P <sub>5</sub>	=	$\theta_6 - \theta_1$
	4 -	0,0192 P <sub>2</sub>	=	$\theta_4 - \theta_3$
	5 -	1,2636 P <sub>4</sub>	=	$\theta_4 - \theta_5$
	6 -	0,1823 P <sub>6</sub>	=	$\theta_5 - \theta_7$
	7 -	0,0156 P <sub>11</sub>	=	$\theta_8$
	8 -	0,0841 P <sub>7</sub>	=	$\theta_3 - \theta_7$
	9 -	0,1201 P <sub>9</sub>	=	$\theta_2 - \theta_7$
	10 -	0,2127 P <sub>8</sub>	=	$\theta_2 - \theta_8$
	11 -	0,0574 P <sub>10</sub>	=	$\theta_7 - \theta_8$

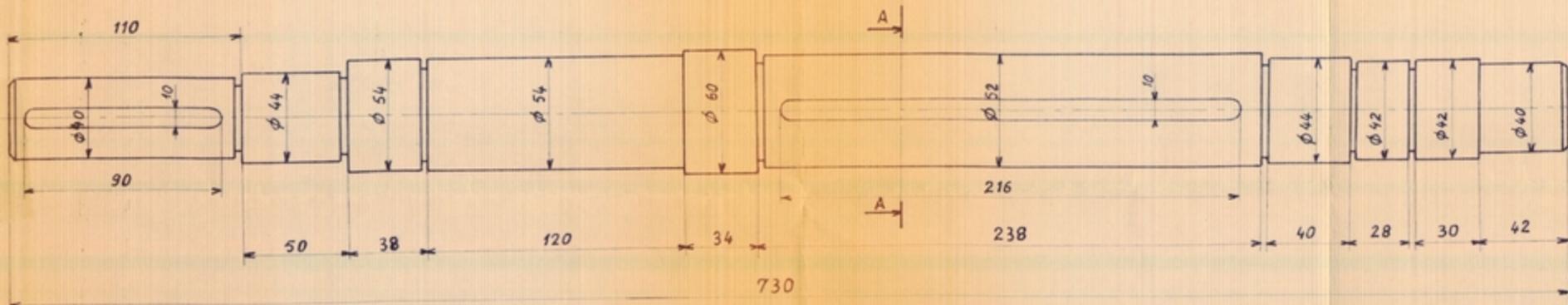
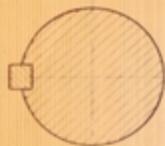
$$\begin{aligned}
12 & - 189,5 = P_1 + P_3 \\
13 & - 276,7 + P_3 = P_5 \\
14 & - P_1 + 313,4 = P_9 + P_8 \\
15 & - 156,9 = P_2 + P_4 \\
16 & - 202,8 + P_4 = P_6 \\
17 & - P_2 + 65,85 = P_7 \\
18 & - P_{10} = P_5 + P_6 + P_7 + P_9 \\
19 & - P_{10} + P_8 = P_{11} = \sum P = 1383,5 \text{ w}
\end{aligned}$$

La résolution de ce système conduit aux valeurs des températures suivantes:

( voir annexe )

- Température des parties actives de l'enroulement statorique  $\theta_1 = 67,18 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température des tôles magnétiques du stator  $\theta_2 = 64,44 \text{ }^\circ\text{C}$
- " " " " " rotor  $\theta_3 = 90,54 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température des parties actives de l'enroulement rotorique  $\theta_4 = 94 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température des parties frontales des enroulements rotoriques  $\theta_5 = 91 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température " " " " " statorique  $\theta_6 = 37,18 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température de l'air dans le moteur  $\theta_7 = 71,09 \text{ }^\circ\text{C}$
- Température de la carcasse  $\theta_8 = 21,58 \text{ }^\circ\text{C}$

Coupe AA



730

A. QUADHOUR K. SOUKAL.	ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE	Echelle : 1/2
Pièce N°	ARBRE	
le : -6-77		

## 4 - CALCUL MECANIQUE

----- o o o -----

### 4 - 1 - Calcul mécanique de l'arbre

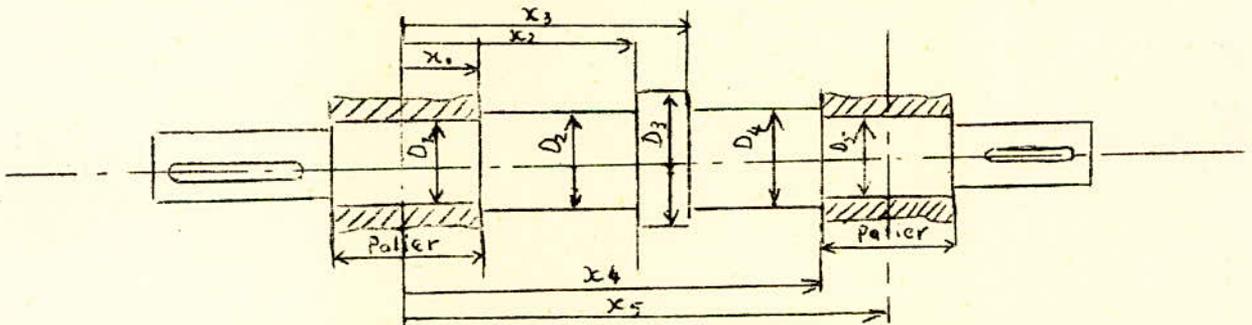
Les différents paramètres et contraintes d'ordre électrique étant déterminés, nous nous proposons de déterminer les caractéristiques mécaniques du moteur; entre autres:

- La flèche due aux efforts s'exerçant sur l'arbre
- La vitesse critique de rotation
- L'effort unitaire dans la section la plus sollicitée de l'arbre.

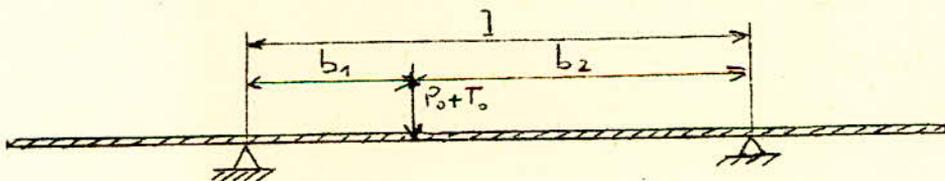
#### 1° ) Définition de la géométrie de l'arbre

Le dessin de détail de l'arbre est donné par le fig le rotor est assimilé à une poutre, qui repose sur deux points d'appui ( roulements ); sur lequel s'exercent les forces suivantes :

- $P_0$  : poids total de l'arbre
- $T_0$  : force d'attraction magnétique unilatérale.



Le schéma du rotor assimilé à une poutre est le suivant :



Les distances  $b_1$  et  $b_2$  sont mesurées sur le dessin de l'arbre donné par la figure

$$b_1 = 9,15 \text{ cm} \quad b_2 = 35,05 \text{ cm}$$

d'où :  $l = b_1 + b_2 = 9,15 + 35,05 = 45,2 \text{ cm}$

2° ) Calcul de la flèche

La flèche de l'arbre due à son poids  $P_0$  est donnée par la relation :

$$f_{P_0} = \frac{P_0 \cdot S_1}{3 t l^2} [b_2^2 + b_1^2] \quad (I-102)$$

avec :

$E$  : Module d'élasticité longitudinale de l'acier :

$$E = 21 \cdot 10^7 \text{ N / m}^2$$

$$S_1 = \frac{x_1^3}{I_1} + \frac{x_2^3 - x_1^3}{I_2} + \frac{x_3^3 - x_2^3}{I_3} + \frac{x_4^3 - x_3^3}{I_4} + \frac{x_5^2 - x_4^3}{I_5} \quad (I-103)$$

où :  $I_k = \frac{\pi \sigma_k^4}{64} \quad (I-104)$

$I_k$  étant le moment d'inertie d'une section de l'arbre de diamètre  $\sigma_k$ .

$$I_1 = \frac{3,14 (44 \cdot 10^{-3})^4}{64} = 18,4 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_2 = \frac{3,14 (60 \cdot 10^{-3})^4}{64} = 41,7 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_3 = \frac{3,14 (60 \cdot 10^{-3})^4}{64} = 63,7 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_4 = \frac{3,14 (52 \cdot 10^{-3})^4}{64} = 35,9 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_5 = \frac{3,14 (44 \cdot 10^{-3})^4}{64} = 18,4 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

à partir de ces moments d'inertie, le calcul de  $S_1$  donne :

$$S_1 = \frac{(25 \cdot 10^{-3})^3}{18,4 \cdot 10^{-8}} + \frac{(158 \cdot 10^{-3})^3}{41,7 \cdot 10^{-8}} + \frac{(192 \cdot 10^{-3})^3}{63,6 \cdot 10^{-8}} + \frac{(430 \cdot 10^{-3})^3}{35,9 \cdot 10^{-8}}$$

$$+ \frac{(452 \cdot 10^{-3})^3}{18,4 \cdot 10^{-8}}$$

$$= 84,9 + 9421,3 + 4927 + 201752,4 + 69773,9$$

$$= 285959,5 \quad 2,86 \cdot 10^{-5} \text{ m}^{-1}$$

Poids du rotor :

a ) Masse des toles magnétiques

$$G_{Fe2} = G_{j2} + G_{d2}$$

$G_{Fed2}$  a été déjà calculé à propos des pertes, il est égal à

$$G_{Fed2} = 9,037 \text{ kg.}$$

La masse de la culasse rotorique  $G_{j2}$  est donnée par :

$$G_{j2} = S_{j2} \cdot l_{Fe} \cdot \gamma_{Fe} \quad (I-105)$$

$$S_{j2} = \frac{D_i^2}{4} - \frac{(D_{ar} + 2h_{d2})^2}{4} \quad (I-106)$$

$$= \frac{3,14}{4} \left[ 17^2 - (5,2 + 2 \cdot 3,06)^2 \right] = 126,27 \text{ cm}^2$$

La masse  $G_{j2}$  est alors, égale à :

$$G_{j2} = 126,27 \cdot 14,4 \cdot 7,84 = 14255 \text{ g}$$

$$G_{j2} = 14,255 \text{ kg}$$

La masse totale des toles magnétiques est donc.

$$G_{Fe2} = 14,255 + 9,037 = 23,292 \text{ kg}$$

b ) Masse des enroulements

La masse de cuivre  $G_{cu2}$  de l'enroulement rotorique est faible par rapport à la masse du circuit magnétique. elle est calculée comme suit :

$$G_{cu2} = 3 W_2 \cdot l_{W2} \cdot s_{W2} \cdot \gamma_{cu} \quad (I-107)$$

La masse volumique,  $\gamma_{cu}$ , du cuivre est égale à  $8,92 \text{ g / cm}^3$

d'où :

$$G_{cu2} = 3 \cdot 48 \cdot 73,7 \cdot 6,81 \cdot 10^{-2} \cdot 8,92 = 6447 \text{ g} \\ = 6,447 \text{ kg}$$

c ) Masse propre de l'arbre

Une approximation pour le calcul de la masse propre de l'arbre du fait qu'elle est faible par rapport à celle du circuit magnétique est permise. On suppose alors, que l'arbre est lisse et à un diamètre moyen

$$D_{ar} = 5,2 \text{ cm}$$

sa masse  $G_{ar}$  est alors :

$$G_{ar} = \frac{D_{ar}^2}{4} \cdot l_{ar} \cdot \gamma_{Fe} \quad (I-108)$$

$$l_{ar} = 73 \text{ cm}$$

$$\gamma_{Fe} = 7,84 \text{ g / cm}^3$$

d'où :

$$G_{ar} = \frac{3,14 \cdot (5,2)^2}{4} \cdot 73 \cdot 7,84 = 12148 \text{ g} \\ = 12,148 \text{ kg}$$

La masse du rotor est alors :

$$G = 23,887 + 12,148 + 6,447 \\ = 41,887 \text{ kg}$$

Le poids correspondant à cette masse dans le système M K S A est

$$P_o = 41,887 \cdot 9,81 = 410,9 \text{ N}$$

D'après la relation , la flèche  $f_{P_0}$  due au poids  $P_0$  aurait pour valeur :

$$f_{P_0} = \frac{410 \times 2,86 \cdot 10^5}{3.21 \cdot 10^7 \cdot 45,2 \cdot 10^{-2}} \left[ (35,05)^2 + (9,15)^2 \right] 10^{-4}$$

$$f_{P_0} = 0,054 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

Soit :  $f_{P_0} = 0,054 \text{ mm}$

3 ) Force d'attraction magnétique unilatérale  $T_0$  :

Elle est donnée par la relation :

$$T_0 = t \cdot e_0 \quad (I-109)$$

avec :

$e_0$  : excentricité de l'arbre, pour un moteur asynchrone,  $e_0$  est donné en fonction de l'entrefer  $\delta$  . On prend généralement :

$$e_0 = 0,1 \delta = 0,1 \cdot 0,37 = 0,037 \text{ mm}$$

-  $t$  : force unitaire d'attraction magnétique.

$$t = \alpha_i \left( \frac{B \delta}{0,5} \right)^2 \frac{D_i l_i}{\delta \cdot K_e} \quad (I-110)$$

$\alpha_i = 0,7$  facteur de couverture idéal du pôle

$$t = 0,7 \left( \frac{0,785}{0,5} \right)^2 \frac{3,14 \cdot 17 \cdot 10^{-2} \cdot 15,49 \cdot b^{-2}}{0,37 \cdot 10^{-3} \cdot 1,3}$$

$$t = 296,6 \text{ N / m}$$

La flèche correspondante est :

$$f_{T_0} = \frac{T_0}{K} = \frac{t \cdot e_0}{K} \quad (I-111)$$

$$f_{T_0} = \frac{296,6 \cdot 0,037 \cdot 10^{-3}}{7,6 \cdot 10^6} = 1,44 \cdot 10^{-9} \text{ m}$$

$$\text{Soit } f_{T_0} = 1,44 \cdot 10^{-6} \text{ mm}$$

Finalement, la flèche dynamique serait égale à :

$$f_d = f_{P_0} \cdot \frac{e_0 + f_{P_0}}{e_0 + f_{P_0} + f_{T_0}}$$

$$f_d = 0,054 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{0,037 + 0,054 \cdot 10^{-3}}{0,037 + 0,054 \cdot 10^{-3} + 1,44 \cdot 10^{-6}}$$

$$f_d = 0,054 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

#### 4 - Vitesse critique .

Lorsqu'un arbre tourne à une vitesse correspondant à une fréquence voisine de la résonance ( vitesse critique ), il est soumis à de très grands efforts pouvant entraîner sa rupture.

de la  
le calcul de la Vitesse critique découle de la relation d'équilibre entre la force centrifuge et la réaction élastique de l'arbre ; elle est donnée par .

$$N_c = \frac{945}{f_d} = \frac{945}{0,054} = 4066 \text{ Tr/mm} \quad (1-112)$$

En conclusion, les arbres de moteurs asynchrones doivent être rigides à cause du faible entrefer et donnent lieu à une très faible flèche.

Leur vitesse critique de fléxion est toujours élevée, bien supérieur à la vitesse de fonctionnement.

#### 4-2 choix des roulements :

a) Détermination des réactions  $\vec{R}_A - \vec{R}_B$ .

$$\begin{aligned}\sum M^t / B = 0 &\Rightarrow \vec{R}_A = \frac{(\vec{P}_0 + \vec{T}_0) \cdot \overline{CB}}{\overline{AB}} \\ &= \frac{410,91 \cdot 350,5}{452} = 318,63 \text{ N.}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\vec{R}_B &= (\vec{P}_0 + \vec{T}_0) - \vec{R}_A \\ &= 410,91 - 318,63 = 92,28 \text{ N.}\end{aligned}$$

on se fixe une durée nominale du roulement à  
 $L_h = 10000 \text{ h}$

la durée du roulement en million de tour serait  
alors :

$$\begin{aligned}L &= 60 \text{ N} \cdot L_h \cdot 10^{-6} \\ &= 60 \cdot 1500 \cdot 10000 \cdot 10^{-6} = 900 \text{ million de tour}\end{aligned}$$

b) Calcul de la capacité de surcharge dynamique C

C est donné par :

$$\begin{aligned}C &= k \cdot f \cdot L_h^{1/3} \\ &= 1,3 \cdot 318,63 \cdot (900)^{1/3} \\ &= 4752,32 \text{ N.}\end{aligned}$$

- C en (N)
- k : coeff. dymique  
k = 1,3
- f : charge max.  
exercée sur le  
roulement.

en fonction de C (capacité de surcharge dynamique)  
et afin de ne pas avoir dans l'arbre des points  
de concentration de charge, on a choisi sur  
le catalogue général S-K-F les roulements suivants  
en B : un enroutement à bille

$$6309 - (45-100-25).$$

en A : vu qu'on a une légère poussée axiale  
de B vers A, on prend un enroutement  
à rouleaux cylindriques :

$$NU.309 - (45-100-25).$$

CHAPITRE II

CALCUL DES TERME DERIVES

Dans cette seconde étape nous étudierons à l'aide des mêmes relations utilisées dans le cas précédent., les deux termes extrêmes de la série, en commençant tout d'abord par celui de puissance nominale  $P_n = 7,5 \text{ kW}$  et en ne calculant que les grandeurs qui auraient changé de valeurs .

## 1- Calcul des enroulements

### 1.1 - Longueur idéale - Nombre de spires

Le courant nominal du moteur est, d'après la relation ( I.20 ).

$$I_n = \frac{7500}{3 \cdot 220 \cdot 0,84 \cdot 0,83} = 16,30 \text{ A}$$

Détermination de la section  $S_{w1}$  du fil d'enroulement; pour cela on choisit une densité du courant statorique :

$$J_1 = 5,14 \text{ A/mm}^2 ; \text{ il en résulte :}$$

$$S_{w1} = \frac{16,30}{5,14} = 3,171 \text{ mm}^2$$

On adopte alors deux conducteurs élémentaires en parallèle de section normalisée  $S_{ce} = 1,539 \text{ mm}^2$  ; d'où :

$$J_{1\text{rec}} = \frac{16,30}{2 \cdot 1,539} = 5,29 \text{ A/mm}^2$$

Le diamètre du fil de cuivre nu est  $d = 1,4 \text{ mm}$  et isolé  $d' = 1,4 + 2 \cdot 0,065 = 1,53 \text{ mm}$ . la longueur idéale serait donnée par :

$$l_i = \frac{W_1 \cdot l_i^{(1)}}{W_1^{(2)}} \quad (\text{II-1})$$

où les indices (1) et (2) désignent respectivement le nombre de spires et la longueur idéale du terme principal, et le nombre de spires (par phase) du moteur considéré . Le nombre de spire  $W_1^{(2)}$  est :

$$W_1^{(2)} = \frac{Z_1 \cdot N_{c1}}{2 \cdot n_{e1} \cdot m_1 \cdot a_1} = \frac{36 \cdot 48}{2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 1} = 144 \text{ sp / ph} \quad (\text{II-2})$$

avec :

$Z_1 = 36$ , nombre de dents du stator

$N_{c1} = 48$ , nombre de conducteurs par encoche . Les encoches étant inchangées, on détermine le nombre  $N_{c1}$  en logeant le maximum de conducteurs par encoche (fig . . .)

$n_{e1} = 2$  nombre de conducteurs élémentaires en parallèle .

$a_1 = 1$  nombre de voies d'enroulement ,

$$\text{d'où } l_i = \frac{96 \times 15,49}{144} = 10,33$$

### 1.2 - Calcul des enroulements

#### a) Stator

Les pas polaires, dentaires et le facteur de bobinage restent les mêmes .

La force contre-électromotrice, auto-induite dans l'enroulement statorique est : (relation I-18 .)

$$U_{e1} = 1,414 \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 0,901 \cdot 0,67 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \cdot 10,33 \cdot 10^{-2} \cdot 0,785 \cdot 144$$

$$U_{e1} = \underline{215 \text{ V}}$$

On adopte le même raccourcissement du pas d'enroulement, soit :  $\frac{y_1}{\tau} = \frac{7}{9}$ .  
Longueur d'une spire (rel. I30 .)

$$l_{w1} = 2 \cdot (10,33 + 1,7 \cdot 13,35) = 66,05 \text{ cm}$$

b) Rotor .

De même que pour le stator, on détermine :

$$N_{c2} = 54 \text{ conducteurs par encoche}$$

$$n_{e2} = 3 \text{ conducteurs élémentaires}$$

$$S_{w2} = 1,365 \text{ m.m.}^2$$

$$d = 1,32 \text{ mm}$$

$$d' = 1,32 + 2 \cdot 0,064 = 1,448 \text{ mm}$$

Le nombre de spires par phase du rotor est :

$$W_2 = \frac{Z_2 \cdot N_{c2}}{2 \cdot n_{e2} \cdot m_2 \cdot a_2}$$

$$W_2 = \frac{24 \times 54}{2 \cdot 3 \cdot 3 \cdot 1} = 108 \text{ sp/ph}$$

Tension à vide ou force électromotrice induite aux bornes d'un enroulement du rotor :

$$U_{20} = \frac{U_{e1} \cdot K_{w2} \cdot W_2}{K_{w1} \cdot W_1}$$

$$= \frac{215 \cdot 0,965 \cdot 108}{0,901 \cdot 144} = 172,70 \text{ V.}$$

Courant par phase (rel. I30)

$$I_2 = \frac{7500 (1 + 0,015)}{0,94 \cdot 172,7 \cdot 0,95 \cdot 3} = 16,64 \text{ A}$$

densité du courant :

$$J_2 = \frac{16,64}{3 \cdot 1,365} = 4,22 \text{ A / mm}^2$$

Le nombre de conducteurs total est :

$$N_2 = 2 \cdot n_2 \cdot W_2 = 2 \cdot 3 \cdot 108 = 648 \text{ Conducteurs .}$$

Longueur d'une spire .

$$l_{w2} = 2 (10,33 + 1,4 \cdot 13,35) = 58,04 \text{ cm}$$

### 1.3 - Calcul du circuit magnétique

#### a) Fmm dans l'entrefer.

La chute de potentiel magnétique dans l'entrefer est la même; vu que l'induction  $B_g$  et les dimensions stator-rotor demeurent inchangées.

$$F_g = \underline{300,60 \text{ AT}}$$

#### b) Fmm dans la culasse du stator

Dans la relation ... donnant le flux utile  $\hat{\phi}_u$ , la longueur idéale a changé, d'où :

$$\hat{\phi}_u(2) = \hat{\phi}_u(1) \frac{l_i(2)}{l_i(1)} \quad (\text{II.3})$$

$$\hat{\phi}_u(2) = 0,0109 \frac{10,33}{15,49} = 0,0073 \text{ Wb}$$

L'induction magnétique à travers la culasse serait :

$$B_{i1} = \frac{0,0073 (1 + 0,026)}{2,2,95 \cdot 10^{-2} \cdot 9,61 \cdot 10^{-2}} = 1,3 \text{ T}$$

où la longueur fer (ou du paquet de tôles) est

$$l_{Fe} = 10,33 \cdot 0,93 = 9,61 \text{ cm}$$

L'induction  $B_{j1}$  et le trajet suivi par le champ magnétique étant inchangés il en résulte la même chute de potentiel magnétique dans la culasse du stator.

$$F_{J1} = \underline{51,87 \text{ AT}}$$

#### c) Fmm dans les dents

Les dimensions et la nature des matériaux constituant les dents statoriques et rotoriques n'ayant pas changées; les chutes de potentiels magnétiques dans celles-ci sont conservées.

$$F_{d1} = \underline{14,70 \text{ AT}}$$

$$F_{d2} = \underline{99,14 \text{ AT}}$$

#### d) Fmm dans la culasse du rotor

Calcul de l'induction magnétique  $B_{j2}$  (rel )

$$B_{J2} = \frac{0,073 (1 + 0,026)}{2,2,82 \cdot 10^{-2} \cdot 9,61 \cdot 10^{-2}} = 1,35 \text{ T}$$

L'induction  $B_{J2}$  et le trajet suivi par le champ magnétique étant inchangés, il en résulte la même chute de potentiel magnétique.

$$F_{j2} = \underline{42 \text{ AT}}$$



$$\lambda_f = 0,57 \cdot \frac{13,35}{10,33} \cdot 2 \cdot \frac{3-1}{2} = 1,422$$

$$\lambda_s = 0,55 \text{ (même pas d'enroulement)}$$

d'où :

$$X_{62} = 1,58 \cdot 50 \frac{108^2}{2 \cdot 2} \cdot 10,33 \cdot 10^{-2} (2,66 + 2 \cdot 0,55 + \frac{18,69}{10,33} \cdot 1,422) 10^{-5}$$

$$X_{62} = 1,5 \Omega$$

Réactance Utile

$$X_u = \frac{220}{5,26} - 1,78 = 40 \Omega$$

### 3- Pertes et rendement-

#### 3.1 Pertes dans le fer

##### a) Pertes dans les dents du stator

L'induction magnétique  $B_{d1} = 1,47 \text{ T}$  dans les dents ; les pertes spécifiques dans le fer sont :  $P_{Fe} = 5,34 \text{ W/Kg}$  et  $\gamma = 7,83 \text{ Kg/cm}^3$

Vu que la longueur du moteur a changé par rapport à celle du terme principal, la masse des dents serait d'après la relation

$$G_{d1} = 36 \cdot 2,52 \cdot 0,85 \cdot 9,61 \cdot 7,83 \cdot 10^{-3} = 5,81 \text{ Kg}$$

Pertes fer correspondantes :

$$P_{Fe d1} = 1,8 \cdot 5,34 \cdot 5,81 = \underline{55,84 \text{ W}}$$

avec une longueur de fer (paquet de tôles)

$$l_{Fe} = 10,33 \cdot 0,93 = 9,61 \text{ cm}$$

par contre les pertes fer dans le rotor sont pratiquement négligeables car la fréquence des courants qui y circulent est très faible.

##### b) Pertes dans la culasse du stator

Calcul du poids de la culasse du stator :

$$G_{j1} = \frac{3,14 \cdot 28^2 - (17 + 2 \cdot 2,52^2)}{4} \cdot 9,61 \cdot 7,83 \cdot 10^{-3} = 17,61 \text{ Kg}$$

L'induction  $B_{j1} = 1,3 \text{ T}$ , les pertes spécifiques dans les tôles sont

$$P_{Fe} = 4,22 \text{ W/Kg}; \text{ d'où :}$$

$$P_{Fe j1} = 1,5 \cdot 17,61 \cdot 4,22 = 111,47 \text{ W}$$

#### 3.2 - Pertes supplémentaires dans le fer -

##### a) Pertes de surface statorique

les pertes de surface statorique sont données par la relation

Calcul des pertes spécifiques de surface  $P_{ss1}$  d'après la courbe  $\beta_0 = f\left(\frac{b\delta}{\delta}\right)$  donnée par la fig .....

$$\frac{b_{62}}{\delta} = \frac{2,95}{0,37} = 7,97 \Rightarrow \beta_{02} = 0,37$$

d'où :

$$B_{o2} = 0,37 \cdot 1,17 \cdot 0,785 = 0,34 \text{ T}$$

$$P_{ss1} = 0,5 \cdot 2,5 \left[ \frac{1500 \cdot 25}{10^4} \right]^{1,5} (10 \cdot 0,34 \cdot 2,21)^2 = 482 \text{ W/m}^2$$

$$P_{s1} = 2 \cdot 2 \cdot 13,35 \cdot \frac{1,48 - 0,334}{1,48} \cdot 9,61 \cdot 482 \cdot 10^{-4} = 19,15 \text{ W}$$

b) Pertes de surface rotorique -

$$\frac{b\delta_1}{\delta} = \frac{3,34}{0,37} = 9,027 \quad \beta_{o1} = 0,39$$

$$B_{o1} = 0,39 \cdot 1,108 \cdot 0,785 = 0,34 \text{ T}$$

Pertes spécifiques :

$$P_{ss2} = 0,5 \cdot 2,5 \left( \frac{1500 \cdot 36}{10^4} \right)^{1,5} (10 \cdot 0,34 \cdot 1,48)^2 = 421,86 \text{ W/m}^2$$

$$P_{s2} = 2 \cdot 2 \cdot 13,35 \cdot \frac{2,21 - 0,295}{2 \cdot 21} \cdot 9,61 \cdot 421,86 \cdot 10^{-4} = 18,76 \text{ W}$$

### 3.3 Pertes par pulsation dans les dents .

a) Stator -

Les pertes par pulsation dans les dents du stator sont exprimées par la relation .

Calcul du coefficient  $B_{p1}$  .

$$\gamma_2 = \frac{(2,95 / 0,37)^2}{5 + \frac{2,95}{0,37}} = 4,9$$

$$B_{p1} = \frac{4,9 \cdot 0,48}{2 \cdot 14,8} \cdot 1,47 = 0,12 \text{ T}$$

d'où :

$$P_{p1} = 0,14 \left( \frac{24 \cdot 1500 \cdot 0,12}{10^3} \right)^2 \cdot 5,81 = 15,18 \text{ W}$$

b) Rotor

De même que pour le stator :

$$\gamma_2 = \frac{(3,34 / 0,37)^2}{5 + 3,34 / 0,37} = 5,81$$

$$B_{p2} = \frac{5,81 \cdot 0,48}{2 \cdot 22,1} \cdot 1,65 = 0,10 \text{ T}$$

masse des dents du stator :

$$G_{d2} = 24 \cdot 3,06 \cdot 1,09 \cdot 9,61 \cdot 7,83 \cdot 10^{-3} = 6,02 \text{ KG}$$

d'où :

$$P_{p2} = 0,14 \frac{(36 \cdot 1500 \cdot 0,10)^2}{10^3} \cdot 6,02 = 24,58 \text{ W}$$

#### 3.4 - Pertes dans les enroulements -

les pertes cuivre dans les enroulements du stator et du rotor sont :

$$P_{Cu1} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,54 \cdot 16,30^2 = 439,03 \text{ W}$$

$$P_{Cu2} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,26 \cdot 16,64^2 = 220 \text{ W}$$

#### - Pertes mécaniques -

les pertes mécaniques, par frottements et ventilation seront également estimées à 1,5 % de la puissance nominale de la machine ; soit 1,5 % de 7,5 KW

$$P_{m, \text{fv}} = \underline{112,5 \text{ W}}$$

d'où les pertes totales dans le fer :

$$P_{Fe} = 55,84 + 111,47 + 19,15 + 18,76 + 15,18 + 24,58 = P_{Fe} = 245 \text{ W}$$

La somme des pertes cuivre et mécanique est :

$$P_{Cu} + P_{m, \text{vif}} = 439,03 + 220 + 112,5 = 771,53 \text{ W}$$

#### Glissement

Le glissement nominal du moteur, ainsi déterminé serait :

$$g_n = \frac{P_{Cu2}}{P_{12}} = \frac{220}{220 + 18,76 + 112,5 + 7500} = 0,03$$

$$\underline{g_n = 3 \%}$$

#### - Rendement :

Le rendement nominale est :

$$\eta_n = 1 - \frac{\sum P}{P_2 + \sum P}$$

La totalité des pertes qui se produisent dans la machine sont :

$$\sum P = 245 + 771,53 = 1016,53 \text{ W}$$

$$\eta_n = 1 - \frac{1016,53}{7500 + 1016,53} = 0,88$$

#### 4- Caracteristiques Electromagnetiques

En considerant les schemas equivalents (fig ) ; on determine les nouveaux parametres a, b, c et d definissant les equations des courants statoriques et rotoriques . Pour determiner ces parametres il est necessaire de calculer les grandeurs caracteristiques des deux schemas equivalents de la machine .

Résistance ramenée  $R'_2$

$$R'_2 = \frac{3}{3} \left( \frac{144 \cdot 0,901}{108 \cdot 0,965} \right)^2 \cdot 0,26 = 0,4 \Omega$$

- Réactance ramenée  $X'_{62}$  -

$$X'_{62} = \frac{3}{3} \left[ \frac{144 \cdot 0,901}{108 \cdot 0,965} \right]^2 \cdot 2,4 = 3,72 \Omega$$

- Calcul du coefficient  $C_1$

$$C_1 = 1 + \frac{1,78}{40} = 1,044$$

- Courant de marche à vide  $I_{10}$

La composante active  $I_{a0}$  du Courant absorbé par le moteur dans la marche à vide est (réel )

$$I_{a0} = \frac{281,55 + 112,5}{3 \times 220} = 0,6 \text{ A}$$

d'où :

$$I_{10} = \sqrt{0,6^2 + 5,26^2} = \underline{5,29 \text{ A}}$$

- Résistance équivalente aux pertes fer -

$$R_m = 40 \cdot \frac{5,26}{0,6} = 351 \Omega$$

Le passage du schema en  $\Gamma$  à celui en T donne les transformations .

$$R_0 = \frac{351 \cdot 40^2}{351^2 + 40^2} = 4,51 \Omega$$

$$X_0 = \frac{351^2 \cdot 40}{351^2 + 40^2} = 39,53 \Omega$$

Calculons les coefficients a, b, c, et d .

$$a = 4,51 + \frac{0,14}{g_n} \quad (\Omega)$$

$$b = 39,53 + 3,72 = 43,25$$

$$c = \frac{0,4}{g_n} (4,51 + 0,54) + 4,51 \cdot 0,54 - 3,72 (39,53 + 1,78) - 39,53 \cdot 1,78$$

$$c = \frac{2,02}{g_n} - 221,59$$

$$d = \frac{0,4}{g_n} (39,53 + 1,78) + 3,72(4,51 + 0,54) + 0,54 \cdot 39,53 + 4,51 \cdot 1,78$$

$$d = \frac{16,52}{g_n} + 48,17$$

On établit alors le tableau ( ) donnant les différentes caractéristiques obtenues à l'aide des équations suivantes :

$$* \quad I_1 = U_{1f} \sqrt{\frac{a^2 + b^2}{c^2 + d^2}} = 220 \sqrt{\frac{a^2 + b^2}{c^2 + d^2}}$$

$$I'_2 = 220 \sqrt{\frac{4,51^2 + 39,53^2}{c^2 + d^2}} = \frac{8753}{\sqrt{c^2 + d^2}}$$

$$* \quad I_2 = \frac{144 \cdot 0,901}{108 \cdot 0,965} \quad I'_2 = \frac{10896,65}{\sqrt{c^2 + d^2}}$$

$$* \quad P_{Cu1} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,54 \cdot I_1^2 = 1,65 I_1^2$$

$$* \quad P_{Cu2} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,26 \cdot I_1^2 = 0,8 I_1^2$$

$$* \quad P_{12} = \frac{P_{Cu2}}{g}$$

$$* \quad M = \frac{2 P_{12}}{2 \cdot 50} = \frac{P_{12}}{157}$$

$$* \quad \cos \varphi_1 = \frac{ac + bd}{(a^2 + b^2)(c^2 + d^2)}$$

$$* \quad P_1 = 3 \cdot 220 \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_1 = 660 I_1 \cos \varphi_1$$

$$* \quad \sum p = 245 + 112,5 + P_{Cu2} = 357,5 + P_{Cu}$$

$$* \quad \eta = 1 - \frac{\sum p}{P_1}$$

Moteur 7,5 kw.

$\beta\%$	$a^2$	$b^2$	$c^2$	$d^2$	$I_1$	$I_2$	$P_{cu1}$	$P_{cu2}$	$P_{i2}$	$M$	$\cos\varphi_1$	$P_1$	$\Sigma P$	$\eta$
0	-	1870,6	-	-	5,29	-	46,17	-	-	-	0,114	399,4	756,9	0,345
1	342,5	"	383,8	2890578	6,08	6,41	60,99	32,87	3287	20,93	0,689	2764,9	451,4	0,859
2	132,5	"	14542	764173	11,15	12,35	205,13	122,02	6101	38,86	0,934	8873,3	684,6	0,909
3	84,21	"	23795	358605	15,73	17,62	408,26	248,37	8279	52,73	0,995	10329,9	1014,1	0,910
5	53,43	"	32829,8	143315	23	25,46	872,85	539,13	10782,6	68,68	0,997	15043,4	1769,5	0,895
7	42,38	"	37145,9	80752,6	28,02	31,73	1295,45	805,43	11506,1	73,28	0,964	17827,4	2458,4	0,879
10	34,93	"	40557,9	455267	32,73	37,13	1767,6	1102,9	11029	70,25	0,850	18361,5	322,8	0,851
20	27,14	"	47 + 17100,8	17100,8	38,54	43,83	2450,8	1536,85	7684,25	48,94	0,649	16508,2	4345,1	0,792
30	24,77	"	46163,4	10653,8	40,18	45,71	2663,8	1611,5	5571,7	35,49	0,552	14638,4	4692,8	0,757
50	22,94	"	47328	6595,1	41,22	46,92	2803,5	1761,2	3522,4	22,43	0,463	12596	4922,2	0,719
70	22,18	"	47831,6	5151,9	41,58	47,34	2852,7	1792,9	2561,2	16,31	0,422	11580,8	5003	0,698
90	21,77	"	48112,8	4425,6	41,75	47,54	2876	1808,1	2008,9	12,79	0,398	10766,9	5041,5	0,685
100	21,62	"	48211	4184,8	41,57	47,60	2851,3	1812,6	1812,6	11,54	0,390	10700,1	5021,4	0,681

Terme dérivé 15 KW

pour calculer les différents paramètres et caractéristiques du **second** terme dérivé ( moteur de 15 KW), nous ne répèterons pas les relations à appliquer, car elles figurent dans le calcul du premier terme (moteur de 7,5 KW) .

1- Calcul des enroulements .

1-1 Longueur idéale - nombre de spires

A- STATOR

Courant nominale dans le stator .

$$I_{1n} = \frac{15 \cdot 10^3}{3 \cdot 220 \cdot 0,86 \cdot 0,83} = 31,84 \text{ A}$$

On choisit une densité de courant  $J_1 = 6 \text{ A/mm}^2$  afin de déterminer la section des conducteurs

$$A_{w_1} = \frac{31,84}{6} = 5,307 \text{ mm}^2$$

On choisit 2 conducteurs élémentaires en parallèle de section

$$S_{ce} = 2,545 \text{ mm}^2 ; \text{ d'où } d = 1,8 \text{ mm} \text{ et}$$
$$d' = 1,8 + 2 \cdot 0,07 = 1,94 \text{ mm}$$

Nombre de spires par phase du stator  $W_1$

$$W_1 = \frac{36 \cdot 24}{2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 1} = 72 \text{ sp /ph}$$

$N_{c1} = 24$  conducteurs par encoche .  
longueur idéale .

$$l_i = \frac{96 \cdot 15,49}{72} = 20,65 \text{ cm}$$

1-2 Calcul des enroulements

1-2-3 Stator

Les pas polaires, dentaires et le facteur de bobinage sont inchangés la force contre électromotrice auto-induite dans l'enroulement statorique est :

$$U_{e1} = 2 \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 0,901 \cdot 0,69 \cdot 13,35 \cdot 10^{-2} \cdot 0,785 \cdot 72 = 208,81 \text{ V}$$

b) Fmm dans la culasse du stator .

voir cas précédent .

$$\hat{\phi}_u = 0,0109 \frac{20,65}{15,49} = 0,0145 \text{ Wb}$$

$$B_{j1} = \frac{(1 + \sigma_H)}{2 \cdot b_{jn} \cdot l_{Fe}}$$

$$l_{Fe} = l_i \cdot K_R = 20,65 \cdot 0,93 = 19,20 \text{ cm}$$

$$b_{j1} = 2,98 \text{ cm}$$

$$\sigma_H = 0,026$$

$$B_{j1} = \frac{0,0145 (1 + 0,026)}{2 \cdot 2,98 \cdot 10^{-2} \cdot 19,20 \cdot 10^{-2}} = 1,3 \text{ T}$$

$$\text{Soit } H_j = 236 \text{ AT/m}$$

$$l_{j1} = 21,98 \text{ cm}$$

il en résulte la même chute de potentiel magnétique dans la culasse du stator.

$$\underline{F_{j1} = 51,87 \text{ AT}}$$

c) Fmm dans les dents

voir cas précédent .

$$F_{d1} = 14,70 \text{ AT}$$

$$F_{d2} = 99,14 \text{ AT}$$

d) Fmm dans la culasse du rotor .

Le flux utile ayant changé, l'induction dans la culasse du rotor est :

$$B_{je} = \frac{0,0145 (1 + 0,026)}{2 \cdot 2,82 \cdot 10^{-2} \cdot 19,20 \cdot 10^{-2}} = 1,37 \text{ T}$$

avec :

$$b_{je} = 2,82 \text{ cm .}$$

$$l_{j2} = 13,29 \text{ cm}$$

$$H_{j2} = 216 \text{ AT}$$

On conserve le même raccourcissement du pas d'enroulement  $\frac{y_1}{\tau} = \frac{7}{9}$   
 Longueur d'une spire :

$$l_{w_1} = 2 (20,65 + 1,7 \cdot 13,35) = 86,69 \text{ cm}$$

$$N_1 = 2m_1 \cdot W_1 = 2 \cdot 3 \cdot 72 = 432 \text{ conducteurs}$$

### 1.2.2 Rotor .

Le nombre et les dimensions des encoches rotoriques étant les mêmes :

$$Z_2 = 24 \text{ encoches}$$

$$n_e = 2 \text{ conducteurs en parallèles}$$

$$N_{C_2} = 32 \text{ conducteurs par encoches de diamètre } d = 1,2 \text{ mm.}$$

$$\text{et } d' = 1,8 + 2 \cdot 0,07 = 1,94 \text{ mm.} \quad , \text{ la section normalisée}$$

$$\text{Correspondante est } S_{c.e} = 2,545 \text{ mm}^2$$

d'où :

$$W_2 = \frac{24 \cdot 32}{2 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 1} = 64 \text{ ap/ph}$$

tension à vide aux bornes d'un enroulement du rotor :

$$U_{e20} = 208,81 \frac{0,965 \cdot 64}{0,901 \cdot 72} = 185,61 \text{ V}$$

Courant par phase :

$$I_2 = \frac{15\,000 (1 + 0,015)}{(1 - 0,04) \cdot 185,61 \cdot 0,95 \cdot 3} = 29,98 \text{ A}$$

$$J_2 = \frac{I_2}{S_{w_2}} = \frac{29,98}{2 \cdot 2,545} = 5,89 \text{ A/mm}^2$$

Longueur d'une spire .

$$l_{w_2} = 2 (l_i + l_f) = 2(20,65 + 1,4 \cdot 13,35) = 78,68 \text{ cm}$$

$$N_2 = 2 \cdot m_2 \cdot W_2 = 2 \cdot 3 \cdot 64 = 384 \text{ conducteurs}$$

### 1-3 Calcul du circuit magnétique -

#### a) F<sub>rm</sub> dans l'entrefer

Pour les mêmes raisons que dans le cas précédent, la chute de potentiel magnétique dans l'entrefer est :

$$- 107 - \quad F \delta = 300,60 \text{ AT}$$

d'où

$$F_{j2} = 42 \text{ AT}$$

Tableau récapitulatif .

$F_g$	$F_{d1}$	$F_{d2}$	$F_{j1}$	$F_{j2}$	$F \text{ (AT)}$
300,6	14,7	99,14	51,87	42	922,75

- courant magnétisant de la machine

$$I_m = \frac{2 \times 922,75}{0,9 \cdot 3 \cdot 0,901 \cdot 72} = 10,53 \text{ A}$$

Soit 33 % du courant nominal  $I_{1n}$ .

- Coefficient de saturation :

$$K_s = 1,378$$

2- Calcul des paramètres

2-1 Calcul des résistances

$$\text{Stator : } R_1 = \frac{0,0174 \cdot 86,69 \cdot 10^{-2} : 72}{2 \cdot 2,545} = 0,21 \Omega$$

$$\text{Rotor : } R_2 = 0,0174 \frac{78,68 \cdot 10^{-2} \cdot 64}{2 \cdot 2,545} = 0,17 \Omega$$

2-2 Réactances de fuite

a) Réactance de fuite statorique -

$$X_{G1} = 1,58 \times 50 \cdot \frac{72^2}{2,3} \cdot 20,65 \cdot 10^{-2} (1,453 + 0,55 \cdot 3 + \frac{22,69}{20,65} \cdot 0,741) 10^{-5}$$

$$\text{avec : } X_{G1} = 0,54 \Omega$$

$\lambda_e$  et  $\lambda_g$  sont inchangées

$$\lambda_f = 0,57 \cdot \frac{13,35}{20,65} \cdot 3 \cdot \frac{3 \cdot 7/9 - 1}{2} = 0,741$$

$$l_{f1} = 1,7 \tau = 1,7 \cdot 13,35 = 22,69 \text{ cm.}$$

b) Réactance de fuite rotorique

$$X_{\sigma 2} = 1,58 \cdot 50 \cdot \frac{64^2}{2 \cdot 2} \cdot 20,65 \cdot 10^{-2} (2,468 + 1,624 \cdot 2 + \frac{18,69}{20,65} \cdot 0,494) \cdot 10^{-5}$$

$$X_{\sigma 2} = 1,03 \Omega$$

avec :  $\lambda_e$  et  $\lambda_s$  : inchangés.

$$\lambda_{f2} = 0,57 \cdot \frac{13,35}{20,65} \cdot 2 \cdot \frac{3 \cdot 7 / 9 - 1}{2} = 0,494$$

c) Réactance utile

$$X_u = \frac{220}{10,53} = 20,87 \Omega$$

3- Pertes et rendement -

3.1 Pertes dans le fer .

a) Pertes dans les dents du stator -

La nature des dents n'ayant pas changée, les pertes fer sont donc :

$$P_{Fed1} = 1,8 \cdot 5,34 \cdot 11,607 = \underline{111,56 \text{ W}}$$

avec :

$$l_{Fe} = 19,20 \text{ cm}$$

$$G_{d1} = 11,607 \text{ Kg}$$

Par contre les pertes dans les dents du rotor sont négligeables .

b) Pertes dans la culasse du stator .

$$P_{Fej1} = 1,5 \cdot 4,22 \cdot 35,24 = 223,07 \text{ W}$$

avec :

$$G_{j1} = 35,24 \text{ Kg} -$$

3.2 - Pertes supplémentaires dans le fer

a) Pertes de surface statorique

$$P_{s1} = 2.2 \cdot 13,35 \cdot \frac{1,48 - 0,334}{1,48} \cdot 19,2 \cdot 534,459 = 42,43 \text{ W}$$

avec  $P_{ss1} = 534,459 \text{ W/m}^2$

b) Pertes de surface rotorique

$$P_{s2} = 2.2 \cdot 13,35 \cdot \frac{2,21 - 0,334}{2,21} \cdot 19,2 \cdot 397,17 = 34,58 \text{ W}$$

avec  $P_{ss2} = 397,17 \text{ W/m}^2$  .

3.3 - Pertes par pulsation dans les dents .

a) Stator .

$$P_{p1} = 0,14 \left[ \frac{24 \cdot 1500}{10^3} \cdot 0,139 \right]^2 \cdot 11,607 = 40,69 \text{ W}$$

avec :  $B_{p1} = 0,139 \text{ T}$

b) Rotor .

$$P_{p2} = 0,14 \left[ \frac{36 \cdot 1500}{10^3} \cdot 0,104 \right]^2 \cdot 12,049 = 53,20 \text{ W}$$

avec :

$$B_{p1} = 0,104 \text{ T}$$

$$G_{d2} = 24 \cdot 3,06 \cdot 1,09 \cdot 19,2 \cdot 7,84 \cdot 10^{-3} = 12,049 \text{ Kg}$$

Les pertes fer sont :

$$P_{Fe} = 111,56 + 223,07 + 42,43 + 34,58 + 40,69 + 53,20 = P_{Fe} = 505,53 \text{ W}$$

### 3.4 - Pertes dans les enroulements

les pertes cuivre dans les enroulements du stator et du rotor sont :

$$P_{cu1} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,21 \cdot 31,84^2 = 651,46 \text{ W}$$

$$P_{cu2} = 1,02 \cdot 3 \cdot 0,17 \cdot 30,73^2 = 491,24 \text{ W}$$

Pertes mécanique -

$$P_{m, f, v} = 1,5 \% P_n = \frac{1,5 \times 1500}{100} = 225 \text{ W}$$

d'où :

$$P_{cu} + P_{m, f, v} = 651,46 + 491,6 + 225 = 1873,23 \text{ W}$$

Glissement :

$$g_n = \frac{491,24}{491,24 + 19,2 + 225 + 15000} = 0,031$$

soit  $g_n = 3,1 \%$

Rendement :

$$\eta_n = 1 - \frac{\sum P}{P_2 + \sum P} = 1 - \frac{2378,76}{15000 + 2378,76} = 0,86$$

avec

$$\sum p = 505,53 + 1873,23 = 2378,23 \text{ W}$$

### 4 - Caractéristiques électromagnétiques -

Résistance ramenée .

$$R'_2 = \frac{3}{3} \left( \frac{72 \cdot 0,901}{64 \cdot 0,965} \right)^2 \cdot 0,17 = 0,19 \Omega$$

- Reactance ramenée -

$$X'_{s2} = \frac{3}{3} \left[ \frac{72 \cdot 0,901}{64 \cdot 0,965} \right]^2 \cdot 1,03 = 1,14 \Omega$$

- Calcul du coefficient  $C_1$  .

$$C_1 = 1 + \frac{X'_{s1}}{X_u} = 1 + \frac{0,54}{20,35} = 1,026$$

Courant de marche à vide .

$$I_{a_0} = \frac{505,53 + 225}{3 \cdot 220} = 1,1 \text{ A}$$

$$I_{r_0} = \sqrt{1,1^2 + 10,53^2} = \underline{10,59 \text{ A}}$$

Résistance équivalente aux pertes fer .

$$R_{\Pi} = 20,35 \frac{10,53}{1,1} = 194,80 \ \Omega$$

le passage du schéma en  $\Gamma$  à celui en T donne :

$$R_0 = \frac{194,8 \cdot 20,35^2}{194,8^2 + 20,35^2} = 2,10 \ \Omega$$

$$X_0 = \frac{194,8^2 \cdot 20,35}{194,8^2 + 20,35^2} = 20,13 \ \Omega$$

Calculons les coefficients a, b, c, d

$$a = 2,1 + \frac{0,19}{g} \quad (\Omega)$$

$$b = 20,13 + 1,14 = 21,27 \quad (\Omega)$$

$$c = \frac{0,19}{g} (2,1 + 0,21) + 2,1 \cdot 0,21 - 1,14(20,13 + 0,54) - 20,13 \cdot 0,54$$

$$c = \frac{0,44}{g} - 34$$

$$d = \frac{0,19}{g} (2013 + 0,54) + 1,14(2,1 + 0,21) + 0,21 \cdot 20,13 + 2,1 \cdot 0,54$$

$$d = \frac{3,93}{g} + 7,99$$

L'allures de chaque caractéristique de la machine est donnée en fonction du glissement  $g$  par les équations vues dans le terme précédent (voir tableau ...)

Moteur 15 kw

g%	a <sup>2</sup>	b <sup>2</sup>	c <sup>2</sup>	d <sup>2</sup>	I <sub>1</sub>	I <sub>2</sub>	P <sub>cu1</sub>	P <sub>cu2</sub>	P <sub>iz</sub>	M	cos φ <sub>1</sub>	P <sub>1</sub>	Σ P	η
0	-	452,4	-	-	10,59	-	71,8	-	-	-	0,104	726,9	577,3	0,557
1	455,2	"	100	160792	16,43	11,66	172,8	70,7	7070	45,03	0,727	7883,4	748,9	0,913
2	134,55	"	144	41816,9	26,02	22,83	433,3	271,1	13565	86,40	0,848	14562,9	1210	0,923
3	67,71	"	392,4	18161,4	36,83	34,33	868,1	612,8	19767,7	125,91	0,870	21147,9	1986,5	0,914
5	34,81	"	635,1	7497,8	53,84	51,92	1854,5	1401,7	28034	178,56	0,850	30204,2	3761,8	0,889
7	23,17	"	768,1	4113	68,67	66,94	3017,9	2330,1	33287	215,65	0,807	36515	5853,5	0,862
10	16,00	"	936,4	2236,3	84,53	83,04	4573	3585,7	35857	228,39	0,724	40391,8	8664,2	0,823
20	9,3	"	1011,2	763,9	112,19	111,01	8055,4	6408,1	32040,5	204,08	0,542	40132,6	14969	0,728
30	7,47	"	1058,4	444,8	121,68	120,63	9475,8	7566,8	25222,7	160,65	0,432	34693,4	17549,1	0,664
50	6,15	"	1096,9	251,2	128,30	127,38	10535	8437,3	16874,6	107,48	0,324	27435,7	19477,8	0,585
70	5,62	"	1113,6	185,1	130,65	129,78	10924,4	8758,5	12511,8	79,69	0,272	23454,3	20188,2	0,537
90	5,34	"	1122,9	152,7	131,77	130,95	11100,7	8916,9	9907,7	63,11	0,242	21047,9	20523,1	0,506
100	5,24	"	1126,3	142,1	132,15	131,33	11176,7	8968,7	8968,7	51,12	0,231	20147,6	20650,9	0,494

CH A P I T R E III

ETUDE TECHNOLOGIQUE.

-oOo- -----oOo-

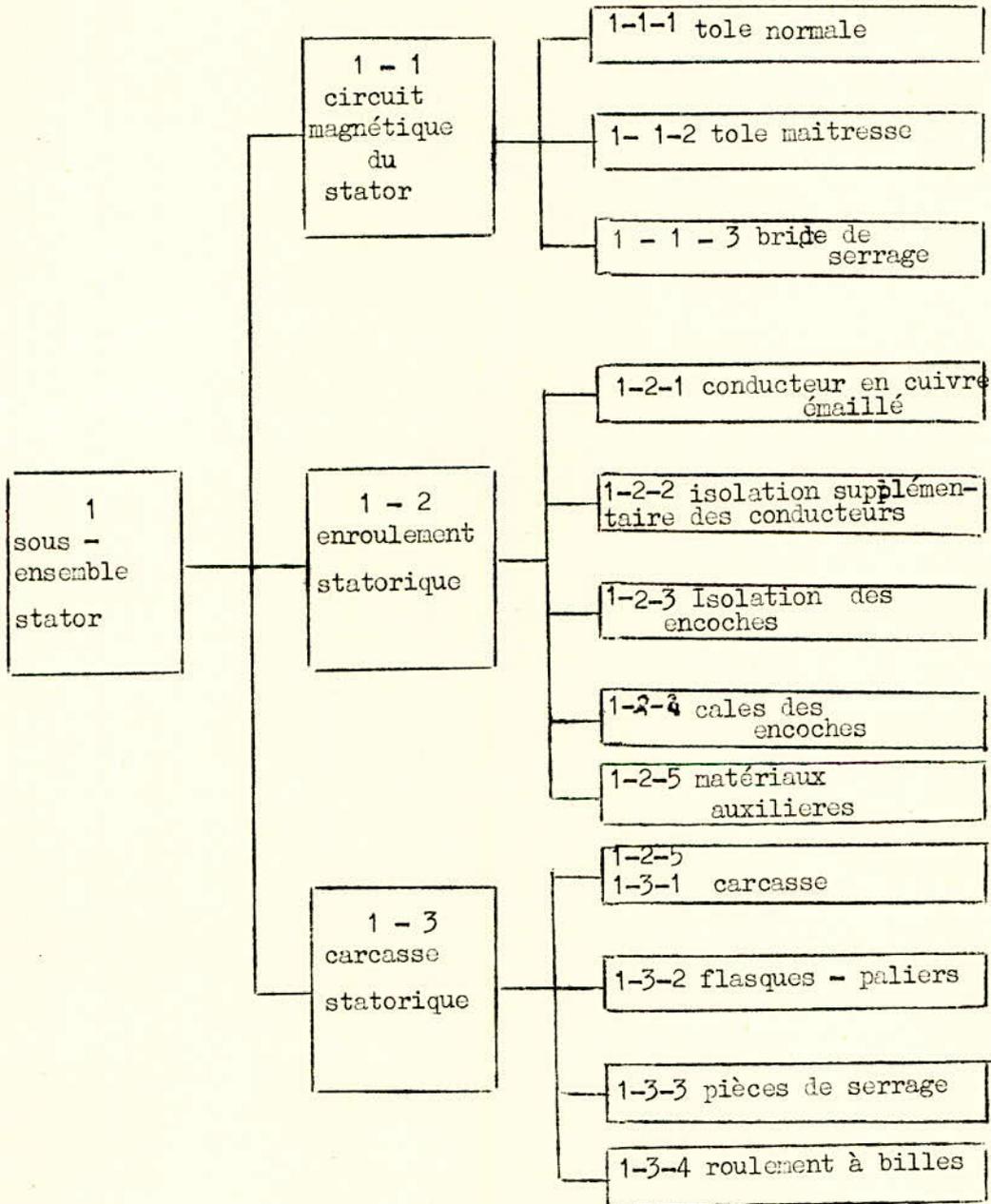
OBJET:

Cette étude portera sur les différentes opérations technologiques nécessaires pour la réalisation et le montage des principales parties constituant un moteur asynchrone.

-oOo- -----oOo-

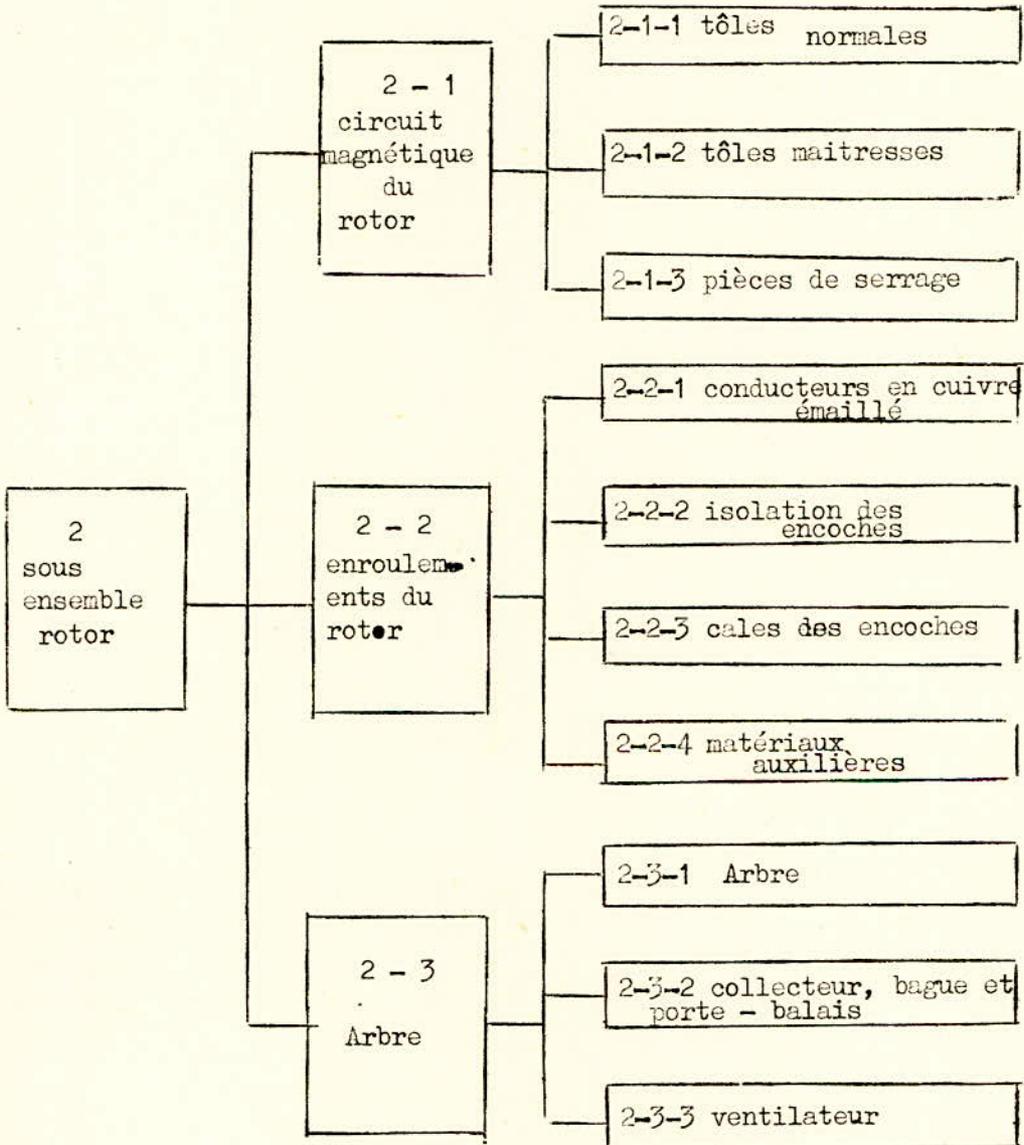
1 - TECHNOLOGIE DU STATOR.

Reperes technologique du stator.



## 2 - TECHNOLOGIE DU ROTOR

### Repères technologique de rotor.



## 1 - Sous - Ensemble stator .

Description des principales opérations technologiques de sous ensemble

- stator -

### 1 - 1 - Circuit magnétique du stator

#### 1 - 1 - 1 Tôle normale :

- Présentation sous forme de rouleau ×
- Opérations à réaliser :
- Découpage en carré de coté égal à  $D_{ex} + 10$  mm  
( 10 mm représente une tolérance technologique ).
- Contrôle des dimensions
- Découpage simultané de :
  - Diamètre extérieur  $D_{ex}$
  - Diamètre d'alésage  $D_i$
  - Rainure de clavette ( pour l'entraînement )
  - Rainures de centrage ( pour paquetage )
  - Rainures pour brides de serrage
- Empilage séparé des toles stator et rotor
- Découpage des encoches stator
- Envèlement des bavures résultant des opérations de découpage
- Vernissage et séchage des tôles
- Contrôle final

Les opérations citées ci dessus peuvent se faire séparément une à une ou bien sur des machines automatiques pouvant réaliser successivement plusieurs opérations à la fois sans l'intervention de l'homme.

#### 1 - 1 - 2 Tôle maitresse

Les opérations à réaliser sont les même que pour la tole normale

#### 1 - 1 - 3 Bride de serrage

- Ces brides se presentent sur le marché sous forme de longue barres en acier profilé .
- . Les differentes opérations à réaliser sont :
- Découpage en longueur
- Déformation d'un bout afin de préparer la bride au serrage du paquet de toles par pincement.

## Assemblage du circuit magnétique du stator

Les repères 1 - 1 - 1, 1 - 1 - 2 et 1 - 1 - 3 sont nécessaires pour réaliser l'assemblage.

Les opérations d'assemblage sont dans l'ordre chronologique suivant :

- Triage des tôles et orientation d'après la rainure de centrage.
- Mesure du poids du nombre de tôles normales nécessaires à la formation du paquet statorique.

### Remarque :

Au lieu de compter le nombre de tôles du paquet ( grand chiffre ), il est plus pratique de former le paquet de tôles en faisant une pesée et déterminer le nombre de tôles nécessaire.

- Encadrement du paquet par les tôles maitresses d'épaisseur 1 à 1,5 mm !

- Chargement des tôles sur le mandrin de la presse.
- Pressage <sup>du</sup> paquet dans la presse.
- Fixation des brides de serrage dans leurs places.
- Dépressage du paquet de tôles.
- Démontage du paquet
- Contrôle intermédiaire.
- Ajustage des encoches si nécessaire.
- Contrôle final : aspect + dimensions.

## 1 - 2 - Enroulement statorique

### a ) Réalisation des bobines

Lefil de bobinage se présente enroulé sur tourettes

Opérations à réaliser :

- Préparation des gabarits
- Fixation des gabarits et des tourettes sur la machine à bobiner
- Fixation du bout du fil sur le gabarit
- Mise en marche du compteur de tours de la machine
- Réalisation du nombre de spires par bobine
- Le gabarit est enlevé de la machine, on démonte les bobines

b ) Préparation des autres repères

1 - 2 - 3 : Isolation d'encoche

Le matériau servant à l'isolation des encoches se présente en feuilles.

Opérations à réaliser pour l'isolation

- Découpage des feuilles d'isolation d'encoche en longueur et en largeur suffisantes.
- Déformation préalable des feuilles afin de pouvoir les introduire dans les encoches.
- Introduction dans les encoches.

1 - 2 - 4 : Cale supérieure ( pour fermeture d'encoche ).

Le matériau de la cale se présente sous forme de plaques.

Opérations nécessaires :

- Découpage en largeur
- Réalisation du profil nécessaire à la cale
- Découpage en longueur

1 - 2 - 5 : Matériaux auxiliaires :

- Pour l'isolation des têtes de bobines ( rouleau de bande isolante )
- Et pour l'isolation des points de soudures entre les spires par des gaines isolantes.

c ) Introduction des bobines dans les encoches

Opérations :

- Introduction des bobines dans les encoches fil par fil
- Fixation des isolations entre phases dans la zone frontale ( écrans ) et dans les encoches.
- Réalisation de la couronne frontale par tressage à l'aide d'une bande de gippage.
- Fixation des cales d'encoches.
- Introduction des gaines flexibles sur les fils à souder.
- Réalisation des connexions entre les bobines.
- Ajustement des gaines isolant la soudure des connexions.
- Connexion des conducteurs de sortie.
- Contrôle des connexions.
- Impregnation du bobinage.
- Laisser sécher.
- Contrôle final de la qualité de l'exécution.  
( forme couronne frontale, état de l'enroulement ).

1 - 3 - Carcasse

a ) Préparation des repères 1 - 3 - 1 - 1 - 3 2 .

1 - 3 - 1 : Carcasse proprement dite.

Le matériel utilisé pour réaliser la carcasse se présente sous forme de billettes.

- Moulage de la carcasse d'après le model.
- Usinage nécessaire afin de lui donner la forme prévue

par le dessin.

1 - 3 - 2 : Flasque - Paliers :

Opérations :

- Moulage
- Usinage

b ) Introduction du paquet statorique bobiné dans la carcasse.

Les opérations sont les suivantes :

- Chauffage de la carcasse.
- Fixation sur la presse.
- Introduction du paquet statorique dans la carcasse.
- Pressage jusqu'à l'épaulement prévu dans la carcasse.
- Perçage de la carcasse et du circuit magnétique afin d'introduire les boulons de serrage.
- Introduction des boulons.
- Contrôle intermédiaire.
- Dégressage extérieur avant peinture.
- Masticage.
- Application de la peinture.
- Réalisation des connexions à la plaque à bornes.
- Vérification des résistances d'isolation
- Stockage intermédiaire avant le montage final

2 - Sous - Ensemble rotor.

2 - 1 Circuit magnétique du rotor.

2 - 1 - 1 Tôles normales :

Présentation du matériau : ce sont les tôles qui ont été découpée extérieurement lors du découpage des tôles du stator.

Opération à réaliser :

- Découpage des encoches.
- Débavurage nécessaire.
- Vernissage et séchage.
- Stackage intermédiaire.

2 - 1 - 2 Tôles maitresses :

Pour ces tôles maitresses qui sont placées aux extrémités du paquet de tôles normales du circuit magnétique, on pratique les mêmes opération que pour la tôle normale.

## 2 -1 -3 : Pièces de serrage .

Comme l'indique le dessin d'ensemble, les pièces de serrage du circuit magnétique du rotor sont :

- Les joucs de serrage ( sous forme de disque ) sont obtenus par découpage .
- Circlips : choisi en fonction du diamètre de l'arbre.
- Clavette d'entraînement, obtenue par fraisage ou autre.

### Montage de circuit magnétique sur l'arbre.

Pour cela; on utilise l'arbre, le nombre de tôles normales nécessaires, 2 tôles maitresses, 2 joucs de serrage, 1 clavette et 1 circlips.

Les opérations de montage dans l'ordre sont:

- Fixation de l'arbre verticalement dans un dispositif spécial.
- Introduction de la première jouc de serrage jusqu'à l'épaulement prévu sur l'arbre.
- Fixation de la clavette.
- Introduction du nombre nécessaire de tôles normales.
- Introduction de la 2<sup>o</sup> tôle maitresse.
- Introduction de la deuxième jouc de serrage.
- ~~Pressage~~ Pressage de l'ensemble.
- Mise en place du circlips dans la gorge prévue.
- Dépressage du paquet.
- Contrôle intermédiaire.
- Rectification des encoches si nécessaire.
- Contrôle final.
- Préparation <sup>du</sup> stock pour le bobinage des enroulements.

## 2 - 2 - Enroulement du rotor.

L'enroulement des bobines du rotor est similaire à celui du stator.

Les opérations concernant ;

Les conducteurs émaillés , l'isolation des encoches, l'usinage des cales d'encoche et la préparation des matériaux auxiliaires se font de la même façon et dans le même ordre chronologique que l'enroulement statorique.

## 2 - 3 - Arbre et accessoires:

### 2 - 3 - 1 Arbre .

Brut, cet arbre se présente en barre d'acier de section circulaire.

Les différents usinages réalisés sur l'arbre sont fait sur fraiseurs et sur tour, dans l'ordre suivant:

- Découpage ( ou chariotage ) des deux bouts d'arbre.
- Centrage frontal afin d'assurer le montage entre ~~pointes~~.
- Chariotage des différents diamètres, épaulements et gorges de l'arbre.
- Fraisage de la rainure de clavette sur l'arbre et sur le paquet rotorique.
- Rectification des paliers des roulements.
- Traitements thermiques.
- Control final.
- Stockage intermédiaire.

### 2 - 3 - 2 : Bagues collectrices.

Ces bagues sont obtenues par moulage et tournage.

### 2 - 3 - 3 : Ventilateur.

Les ventilateurs métalliques sont obtenues par moulage et soudure si nécessaire.

Les ventilateurs en matière plastique sont, de même que les ventilateurs métalliques, moulés et soudés!

### Montage des bagues et réalisation des connections.

Les différentes pièces nécessaires à ce montage sont:

- L'arbre avec le circuit magnétique bobiné.
- 3 bagues conductrices en bronze.
- Un manchon métallique en acier.
- Une chemise isolante en micanite.
- 3 Tiges de liaison à l'enroulement.

Ordre des opérations de montage:

- Fixation de la chemise sur le manchon.
- Echauffement des bagues.

- Introduction des bagues dans la chemise en respectant l'écartement nécessaire entre elles pour assurer leurs isolations.
- Fixation des tiges.
- Rectification des bagues afin d'assurer un bon centrage sur l'arbre.
- Clavetage du manchon sur l'arbre.
- Réalisation des connexions.
- Contrôle intermédiaire.
- Equilibrage dynamique du rotor  
( arbre + circuit magnétique + bobinage + bagues )
- Stockage en vue du montage final.

### 3 - Assemblage rotor - stator.

Le montage final de l'ensemble rotor - stator se fait avec toutes les autres parties mécaniques ( paliers, couvercles, socle ....),  
dans l'ordre convenable suivant le dessin d'ensemble montrant le moteur en entier!

- C O N C L U S I O N -

- - - - o o o - - - -

De nos jours, le domaine d'application des moteurs asynchrones, d'une façon générale, est très étendu. Plus particulièrement, l'emploi des moteurs à rotor bobinés s'impose pour l'entraînement des machines ou des installations nécessitant un couple de démarrage important.

La méthode utilisée, pour l'étude de notre série de moteurs, nous a permis d'exposer tout au long de ce projet les problèmes de construction des machines électriques.

Toutefois, pour faire une étude plus précise il faudrait connaître les conditions réelles de fabrication et d'exploitation de la machine en question.

Comparés aux données du cahier de charge les résultats obtenus pour le régime nominal de fonctionnement sont plus économiques.

La méthode considérée pour la détermination des termes dérivés offre le grand avantage, du point de vue pratique, d'utiliser les mêmes installations de fabrication que pour le terme principal.

Efin, nous souhaitons vivement que ce projet ferait l'objet d'une étude technico - économique .

## B I B L I O G R A P H I E

- - - - - o o o - - - - -

- 1 - Cours de construction de machines électriques M. PARLOG
- 2 - Cours de machines à courant alternatif M. LE DŒUF
- 3 - Cours de machines électrique - Ecole Supérieure d'électricité
- 4 - Calcul des machines électrique M. LIWSCHITZ Tome 1 - 2
- 5 - Machines électriques M. COSTENKO et L. PIOTROVSKI Tome 2
- 6 - Construction du matériel électrique M. BOYER Tome 1 - 2 - 3
- 7 - Technologie d'électricité M. HEINY Tome 5
- 8 - Catalogues Leroy - Sommer
- 9 - Revues B.B.C - C E M
- 10 - N F C 51 - 111 : Regles d'établissement des machines électriques tournantes.
  - C 51 - 112 : Machines tournantes - Methodes pour la détermination des pertes et du rendement des machines électriques à partir des essais.
  - C 51 - 115 : Machines tournantes - Degrès de protection.
  - C 51 - 117 : Formes de construction et dispositions de montages des machines électriques tournantes.
  - C 51 - 119 : Machines ~~tour~~nantes - limites de bruit.
- 11 - Publication C E I . 1969.
  - N° 34 - 1 Machines électriques tournantes - valeurs nominales et caractéristiques de fonctionnement.

## ANNEXE. 1

Démonstration de calcul du diamètre intérieur de la machine.

$$\begin{aligned}
 * \quad S_i &= m_1 U_{e1} I_{1f} \\
 U_{e1} &= \sqrt{2} \pi f w_1 k_{w1} \hat{\phi}_u \frac{K_B \alpha_i}{1,11} \\
 \hat{\phi}_u &= \hat{B}_\delta l_i \tau \\
 \tau &= \frac{\pi D_i}{2p} \\
 I_{1f} &= \frac{\pi D_i A_1}{2 m_1 w_1}
 \end{aligned}$$

d'où :

$$\begin{aligned}
 S_i &= \frac{\sqrt{2}}{4} \pi^3 k_{w1} \frac{K_B \alpha_i}{1,11} A_1 \hat{B}_\delta^2 D_i^2 l_i n \\
 \left. \begin{aligned} \lambda &= \frac{l_i}{\tau} \\ l_i &= \lambda \tau \end{aligned} \right\} \Rightarrow l_i &= \lambda \frac{\pi D_i}{2p}
 \end{aligned}$$

$$* \quad C = \frac{S_i}{D_i^2 l_i n}$$

$$\sigma = \frac{F_t}{S} = \sigma_s \cos(\hat{U}_{e1}, \hat{I}_{1f}).$$

$$F_t = \frac{2 M_e}{D_i}$$

$$M_e = \frac{P_i}{\Omega} = \frac{P_i}{2\pi n} = F_t \frac{D_i}{2}$$

$\sigma_s$  = effort moyen tangentiel apparent.

C = Coeff. d'utilisation.

$F_t$  = Force tangentielle

S = surface de l'alésage intérieur de la machine.

$P_i$  = Puissance active interne

$M_e$  = Moment de  $F_t$ .

or:  $P_i = S_i \cos(\widehat{U_{e1}, I_{1f}})$

donc:  $M_e = S_i \cos(\widehat{U_{e1}, I_{1f}})$

et alors:  $F_t = \frac{2 S_i \cos(\widehat{U_{e1}, I_{1f}})}{2 \pi n D_i}$

d'autre part:

$$\sigma_s = \sigma_s \cos(\widehat{U_{e1}, I_{1f}}) = \frac{F_t}{\pi D_i l_i}$$

donc:  $\sigma_s = \frac{F_t}{\pi D_i l_i} = \frac{S_i \cos(\widehat{U_{e1}, I_{1f}})}{\pi^2 D_i^2 l_i n}$

d'où:  $\sigma_s = \frac{S_i}{\pi^2 D_i^2 l_i n}$

en remplaçant  $S_i$  par son équation, on obtient.

$$\sigma_s = \frac{\sqrt{2}}{4} \pi \frac{K_B \alpha_i}{1,11} K_{w1} A_1 \widehat{B}_\delta$$

en fonction de  $\sigma_s$ ,  $S_i$  s'écrit alors:

$$S_i = \frac{\sqrt{2}}{8p} \pi^4 K_{w1} \frac{K_B \alpha_i}{1,11} A_1 \widehat{B}_\delta \lambda n D_i^3$$

de là, on tire l'expression du diamètre  $D_i$ :

$$D_i = \sqrt[3]{\frac{8 p S_i}{\sqrt{2} \pi^4 K_{w1} \frac{K_B \alpha_i}{1,11} A_1 \widehat{B}_\delta \lambda n}}$$

$S_i$ : exprimé en kVA.

$A_1$ : " " A/m

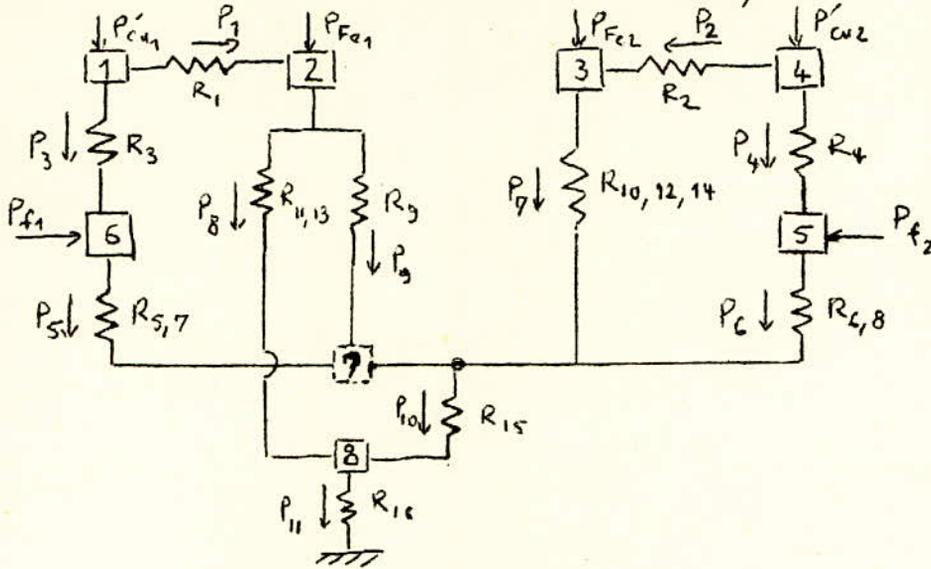
$\widehat{B}_\delta$ : " " T

$n$ : " " tr/s

$D_i$ : " " m.

## ANNEXE 2

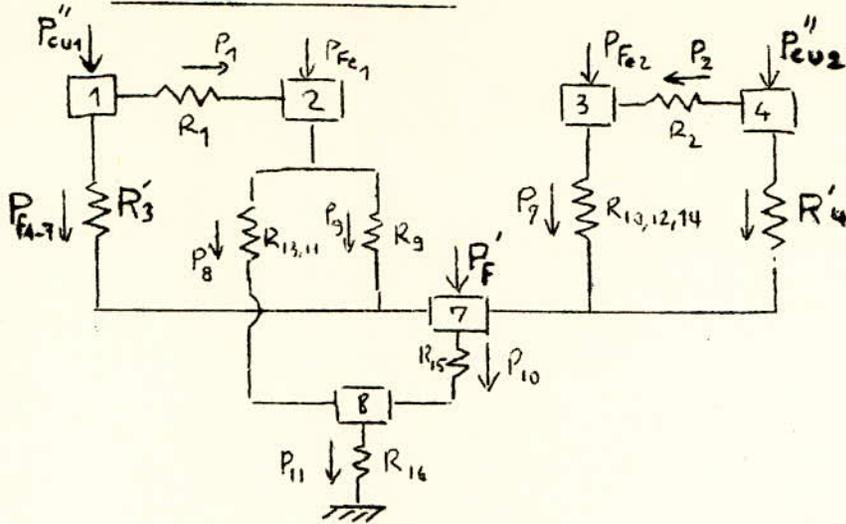
Méthode de résolution du système d'équations  
obtenu dans le calcul thermique.



$P'_{cu1} = 189,5 \text{ w}$	$R_1 = 0,0161$	
$P'_{cu2} = 156,9 \text{ w}$	$R_2 = 0,0192$	$R_{5,7} = 0,5573$
$P_{Fe1} = 313,4 \text{ w}$	$R_3 = 1,2793$	$R_{6,8} = 0,1823$
$P_{Fe2} = 65,85 \text{ w}$	$R_4 = 1,2636$	$R_{11,13} = 0,2127$
$P_{fi1} = 276,7 \text{ w}$	$R_5 = 0,4 \cdot 10^{-3}$	$R_{10,12,14} = 0,0841$
$P_{fi2} = 202,8 \text{ w}$	$R_6 = 0,5 \cdot 10^{-3}$	
	$R_7 = 0,5569$	
	$R_8 = 0,1878$	
	$R_9 = 0,1207$	
	$R_{10} = 0,093$	
	$R_{11} = 0,0085$	
	$R_{12} = 0,4722$	
	$R_{13} = 0,2042$	
	$R_{14} = 0,4044$	
	$R_{15} = 0,0574$	
	$R_{16} = 0,0156$	

# Simplifications du schéma:

## Transformation 1:



$$P_{f_1 \rightarrow 1} = P_{f_1} \frac{R_{5,7}}{R_{5,7} + R_3} = P_{f_1} \frac{R_{5,7}}{R'_3}$$

$$= 276,7 \frac{0,5573}{1,8366} = 83,05 \text{ w}$$

$$P_{f_1 \rightarrow 7} = P_{f_1} - P_{f_1 \rightarrow 1} = 276,7 - 83,05 = 203,65 \text{ w.}$$

$$P_{f_2 \rightarrow 4} = P_{f_2} \frac{R_{6,8}}{R_{6,8} + R_4} = P_{f_2} \frac{R_{6,8}}{R'_4}$$

$$= 202,8 \frac{0,1823}{1,4459} = 25,4 \text{ w.}$$

$$P_{f_2 \rightarrow 7} = P_{f_2} - P_{f_2 \rightarrow 4}$$

$$= 202,8 - 25,4 = 177,4 \text{ w.}$$

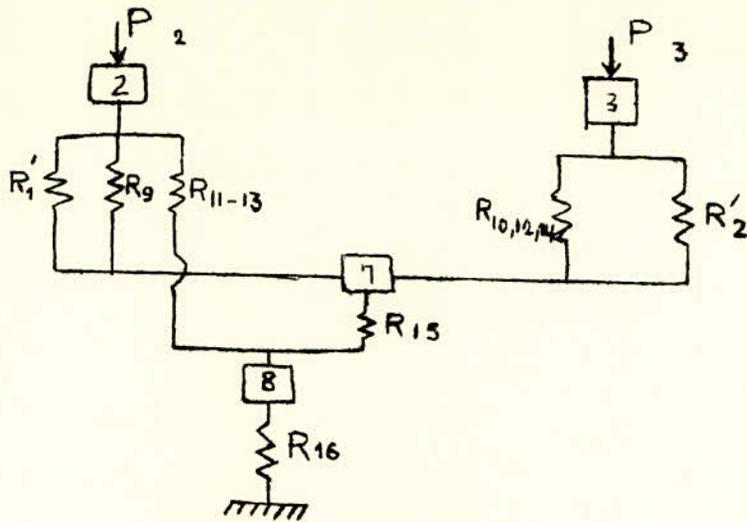
les noeuds 1, 4 et 7 auront respectivement les puissances :

$$P_{cu1}'' = P_{cu1}' + P_{f_1 \rightarrow 1} = 189,5 + 83,05 = 272,55 \text{ w.}$$

$$P_{cu2}'' = P_{cu2}' + P_{f_2 \rightarrow 4} = 156,9 + 25,4 = 182,3 \text{ w.}$$

$$P_F' = P_{f_1 \rightarrow 7} + P_{f_2 \rightarrow 7} = 203,65 + 177,4 = 381,05 \text{ w.}$$

## Transformation 2 :



$$P_{1 \rightarrow 2} = (P'_{cu1} + P_{f1 \rightarrow 1}) \frac{R_{5,7} + R_3}{R_{5,7} + R_3 + R_1} = P''_{cu1} \frac{R'_3}{R'_1}$$

$$= 272,55 \frac{1,8366}{1,8527} = 270,1 \text{ w.}$$

$$P_{4 \rightarrow 3} = (P'_{cu2} + P_{f2 \rightarrow 4}) \frac{R_{6,8} + R_4}{(R_{6,8} + R_4) + R_2} = P''_{cu2} \frac{R'_4}{R'_2}$$

$$= 182,3 \frac{1,4459}{1,4651}$$

$$= 179,81 \text{ w}$$

$$P_{1 \rightarrow 7} = (P'_{cu1} + P_{f1 \rightarrow 1}) - P_{1 \rightarrow 2}$$

$$= 272,5 - 270,1 = 2,4 \text{ w.}$$

$$P_{4 \rightarrow 7} = (P'_{cu2} + P_{f2 \rightarrow 7}) - P_{4 \rightarrow 3}$$

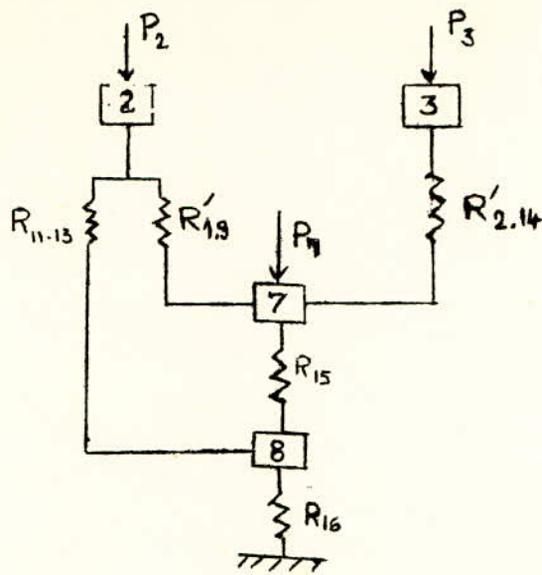
$$= 182,3 - 179,81 = 2,49 \text{ w.}$$

le point 7 aura pour puissance :

$$(P_{f1 \rightarrow 7} + P_{f2 \rightarrow 7}) + P_{1 \rightarrow 7} + P_{4 \rightarrow 7} = 381,05 + 2,4 + 2,49$$

Soit :  $P''_7 = 385,9 \text{ w}$

dernières transformations:



$$R'_{1-9} = \frac{R'_1 \cdot R_9}{R'_1 + R_9} = \frac{1,8527 \cdot 0,1201}{1,8527 + 0,1201} = 0,1122 \Omega$$

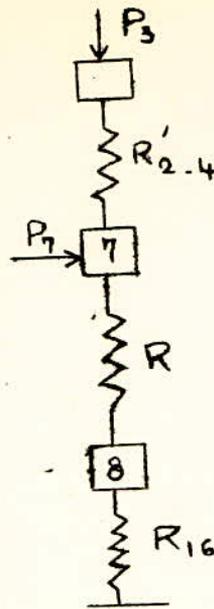
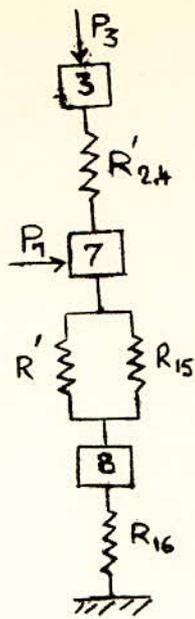
$$R'_{2-14} = \frac{R'_2 \cdot R_{10-14}}{R'_2 + R_{10-14}} = \frac{1,4651 \cdot 0,0841}{1,4651 + 0,0841} = 0,0795 \Omega$$

$$P_2 = P_{Fe1} + P_{1 \rightarrow 2} \\ = 313,4 + 270,1 = 583,5 \text{ W}$$

$$P_3 = P_{Fe2} + P_{4 \rightarrow 3} \\ = 65,85 + 179,81 = 245,66 \text{ W}$$

$$P_{2 \rightarrow 7} = P_2 \frac{R_{11-13}}{R_{11-13} + R'_{1-9}} = 583,5 \frac{0,2127}{0,2127 + 0,1122} = 382 \text{ W}$$

$$P_{2 \rightarrow 8} = P_2 - P_{2 \rightarrow 7} = 583,5 - 382 = 201,5 \text{ W}$$



$$R' = R_{11-13} + R'_{1,9} = 0,2127 + 0,1122 = 0,3249 \Omega$$

$$R = \frac{R' \cdot R_{15}}{R' + R_{15}} = \frac{0,3249 + 0,0574}{0,3249 + 0,0574} = 0,0687 \Omega$$

$$P_7 = P''_7 + P_{2-7}$$

$$P_7 = 385,9 + 382 = 767,9 \text{ W}$$